

INSTITUT FÜR BAUSTOFFE, MASSIVBAU UND BRANDSCHUTZ

MATERIALPRÜFANSTALT FÜR DAS BAUWESEN - MPA BRAUNSCHWEIG



TU BRAUNSCHWEIG

Abschlußbericht
zum Forschungsvorhaben:

**Verbundverhalten der Klebverbindung von Lamellen
aus kohlenstoffaserverstärktem Kunststoff mit Beton**

DFG Geschäftszeichen: RO 288/38-1

Gefördert durch die Deutsche Forschungsgemeinschaft

Juli 2000

BIBLIOTHEK
Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz
der Technischen Universität Braunschweig
Beethovenstraße 52
D-38106 Braunschweig

VORWORT

Die nachträgliche Verstärkung von Betonbauteilen mit externer Klebebewehrung aus CFK-Lamellen gewinnt immer größere Bedeutung. Trotz vieler Veröffentlichungen auf diesem Gebiet sind noch wichtige Fragen offen. Der intakte Verbund zwischen Klebebewehrung und Beton ist entscheidend für die Tragfähigkeit. Ziel dieses Forschungsvorhabens war es, das bislang ungenügend geklärte Verbundverhalten geklebter CFK-Lamellen zur Bauteilverstärkung umfassend zu beleuchten. Im Ergebnis wurde ein konsistentes Modell des Verbundes geklebter CFK-Lamellen zur Verstärkung von Stahl- und Spannbetonbauteilen erarbeitet.

Die Durchführung des hierzu notwendigen umfangreichen Versuchsprogramms, bestehend aus Werkstoffuntersuchungen, Verbund- und Bauteilversuchen wurde dank der Förderung durch die Deutsche Forschungsgemeinschaft ermöglicht.

Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E. h. F. S. Rostásy

INHALT

I Allgemeine Angaben

1 EINLEITUNG

1.1 Problemstellung und Ziel

1.2 Verbund äußerer Klebebewehrung im Vergleich zum Innenbewehrungsverbund

1.3 Stand der Forschung zum Verbund äußerer Klebebewehrung aus Faser-verbundwerkstoffen (FVW)

1.3.1 Vorbemerkungen

1.3.2 Modellierung der Verbundzone

1.3.3 Lamellenentkoppelung am Stahlbetonbauteil

2 WERKSTOFFE

3 GRUNDBEZIEHUNGEN DES LAMELLENVERBUNDES AM ALLGEMEINEN ZWISCHENRISSELEMENT

3.1 Ziel und Vorgehen

3.2 Die Differentialgleichung des Lamellenverbundes

3.3 Verbundmodell für den Klebverbund von CFK-Lamellen und Beton am Zug-Druck-Verbundkörper

3.4 Beziehung zwischen Zug-Druck-Verbundkörper und lamellenverstärktem Biegeträger

4 KRAFTAUFTeilUNG UND LAMELLENENTKOPPELUNG AM ALLGEMEINEN ZWISCHENRISSELEMENT

4.1 Ziel und Vorgehen

4.2 Lamellen- und Betonstahlzugkräfte nach Beginn der Lamellenentkoppelung

4.3 Lamellenentkoppelung

4.4 Eingrenzung der Entkoppelungsfälle für die Praxis

5 ERMITTLUNG DES RISSABSTANDES

- 6 LAMELLENENTKOPPELUNG AM GESAMTBAUTEIL**
 - 6.1 Zielsetzung**
 - 6.2 Untersuchung von Stellen erhöhter Entkoppelungsgefährdung**
 - 6.2.1 Allgemeines
 - 6.2.2 Endverankerung der Lamelle (E)
 - 6.2.3 Entkoppelungsnachweis an der Stelle des Übergangs von elastischer zu fließender Innenbewehrung (Y)
 - 6.2.4 Entkoppelungsnachweis in der Umgebung von Einzelkräften (F)
 - 6.3 Bauteilversuche**
 - 6.3.1 Vorbemerkungen
 - 6.3.2 Plattenversuche
 - 6.3.3 Balkenversuche
- 7 EINFLUSS DER BRUCHART ZWISCHENFASERBRUCH**
 - 7.1 Vorbemerkungen**
 - 7.2 Modell des Zwischenfaserbruchs**
- 8 EINFLUSS DER RISSUFERVERSchiebungen VON SCHRÄGRISSEN AUF DIE LAMELLENENTKOPPELUNG**
- 9 ZUSAMMENFASSUNG UND AUSBLICK**
- 10 WIRTSCHAFTLICHE VERWERTBARKEIT**
- 11 AN DEN ERGEBNISSEN DES FORSCHUNGSVORHABENS BETEILIGTE**
- 12 QUALIFIKATION DES WISSENSCHAFTLICHEN NACHWUCHSES**
- 13 LITERATUR**

I ALLGEMEINE ANGABEN

DFG-Geschäftszeichen:

RO 288/38-1

Antragsteller

Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E. h. F. S. Rostásy

Institut / Lehrstuhl:

Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, Fachgebiet Baustoffe und Stahlbetonbau

Thema des Projekts:

Verbundverhalten der Klebeverbindung von Lamellen aus kohlenstoffaserverstärktem Kunststoff mit Beton

Berichtszeitraum:

10. 06. 1996 bis 30. 06. 2000

Förderungszeitraum:

10. 06. 1996 bis 01. 07. 1998

Bisher aus diesem Projekt hervorgegangene Publikationen:

1. **Rostásy, F.S, Neubauer, U., Hankers, C.:** Verstärken von Betontragwerken mit geklebter äußerer Bewehrung aus kohlenstoffaserverstärkten Kunststoffen. Beton- und Stahlbetonbau 92 (1997), Heft 5, 132 - 138
2. **Rostásy, F. S., Neubauer, U.:** Bond Behaviour of CFRP-Laminates for the Strengthening of Concrete Members, Composite Construction - Conventional and Innovative, Conference Report, Innsbruck, September 1997, pp. 717-722

3. **Neubauer, U.; Rostásy, F.S.:** Design Aspects of Concrete Structures Strengthened with Externally Bonded CFRP-Plates. Proceedings of the 7th International Conference on Structural Faults and Repair, Edinburgh, 1997
4. **Neubauer, U.; Rostásy, F.S.:** Strengthening of Bridges with externally Bonded CFRP-Plates. Proceedings of the 7th International Conference on Structural Faults and Repair, Edinburgh, 1997
5. **Neubauer, U.:** Neuer Verbundwerkstoff, Carbonfaserverstärkte Kunststoff-Lamellen zur Bauteilverstärkung. Betonwerk + Fertigteiltechnik, 6/1998. S. 58-63
6. **Neubauer, U.:** Verstärken von Betonbauteilen mit geklebter äußerer Zusatzbewehrung. Stahlbetonbau aktuell, Beuth Verlag, Werner Verlag 1999
7. **Rostásy, F.S., Neubauer, U.:** Grundlagen zur Verstärkung von Plattenbauten mit CFK-Lamellen. Abschlußbericht zum Forschungsvorhaben IV 1-5-837/97, gefördert vom Deutschen Institut für Bautechnik, TU Braunschweig, 1999
8. **Neubauer, U.; Rostásy, F.S.:** Bond Failure of Concrete Fiber Reinforced Polymer Plates at Inclined Cracks - Experiments and Fracture Mechanics Model. Fourth International Symposium, Fiber Reinforced Polymer Reinforcement for Reinforced Concrete Structures, Baltimore, 1999, pp 369-381
9. **Neubauer, U.; Rostásy, F.S.:** Verstärkung von vorgespannten Balkonplatten mit CFK-Lamellen - Forschung und Bemessungskonzept. Forschungsarbeiten 1995 - 1999, Heft 144 des IBMB der TU Braunschweig, 1999

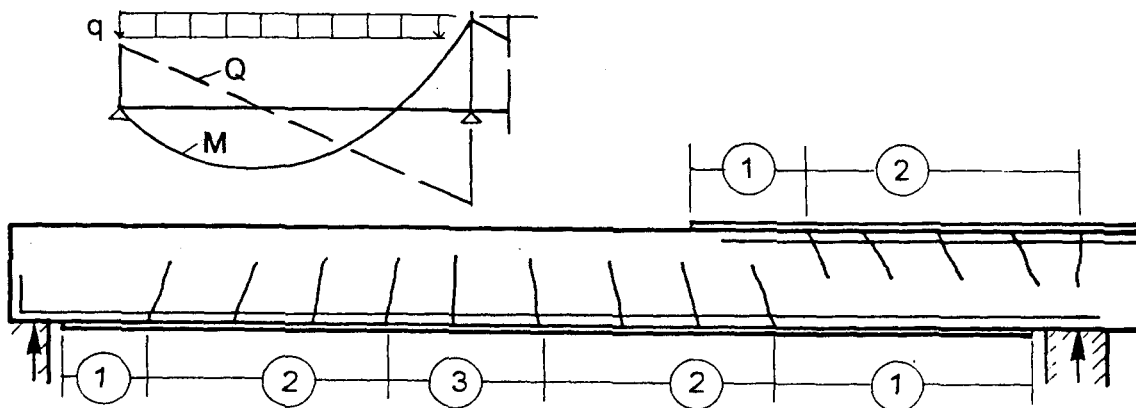
1 EINLEITUNG

1.1 Problemstellung und Ziel

Die Verstärkung von Stahl- und Spannbetonbauteilen durch aufgeklebte Zusatzbewehrung wird seit langem erfolgreich praktiziert. Laschen aus Flachstahl haben sich hierfür seit rd. 40 Jahren bewährt. Seit ca. 10 Jahren setzen sich Lamellen aus kohlenstoffaserverstärkten Kunststoffen (CFK) zunehmend durch. Zunächst im Ausland, ab 1995 auch in Deutschland wurde eine große Anzahl von Betonbauteilen mit geklebten Lamellen und Laminaten aus CFK verstärkt. Die Tendenz ist steigend.

Die Bemessungsregeln für Verstärkungen mit CFK-Lamellen in Deutschland entwickelten sich aus denen für Stahllaschen, i.w. basierend auf den Arbeiten von Ranisch [1] und Holzenkämpfer [2]. Materialspezifische Besonderheiten der CFK-Lamellen wurden bislang jedoch nur innerhalb des bestehenden Konzeptes berücksichtigt. Die wirklichen Verhältnisse erfordern jedoch eine komplexere Betrachtung. In Bild 1.1 sind die an einem lamellenverstärkten Balken grundsätzlich anzutreffenden Zonen der Beanspruchung des Lamellenverbundes dargestellt.

Ein Bemessungskonzept muß auf einem konsistenten Verbundmodell basieren. Dieses muß den Lamellenverbund über die gesamte Bauteillänge, in allen Zonen der Verbundbeanspruchung, bei unterschiedlichen Momenten-Querkraftverhältnissen, Rißabständen, Bewehrungssorten und -graden wirklichkeitsnah beschreiben sowie die Entkoppelung sicher voraussagen können. Ein solches Modell existiert bislang nicht.



- (1) Lamellenverankerung nach letztem Riß vor Lamellenende: Verbundbeanspruchung durch Momentenänderung
- (2) $M \neq 0$, $Q \neq 0$: Verbundbeanspruchung durch Momentenänderung und Sicherung der Verformungsverträglichkeit am Riß
- (3) $M \neq 0$, $Q \approx 0$: Verbundbeanspruchung nur durch Sicherung der Verformungsverträglichkeit am Riß

Bild 1.1: Zonen der Beanspruchung des Lamellenverbundes

Das Forschungsvorhaben, über das im Folgenden berichtet wird, sollte einen Beitrag zum Schließen dieser Lücke leisten. Ziel ist es, für beliebige Bauteile den für die instabile Lamellenentkoppelung maßgebenden Ort sowie die zugehörige Schnittgrößen bestimmen und damit eine sichere Bemessung der Verstärkung durchführen zu können.

1.2 Verbund äußerer Klebebewehrung im Vergleich zum Innenbewehrungsverbund

Die Funktion sowie die grundsätzliche Wirkungsweise externer Klebebewehrung ist dieselbe, wie die einbetonierte Betonstahlbewehrung. Die Verbundwirkung ist jedoch grundlegend anders.

Die Lamelle wird mit einem hochfesten Epoxidharzkleber auf die Betonoberfläche der Zugzone geklebt. Eine Aktivierung von günstig wirkenden Querdruckspannungen σ_n^+ durch Verschiebungen entlang der rauhen Verbundriffsuge ist wegen der einseitig freien Lamellenoberfläche nicht möglich. Umlenkungen der Lamelle erzeugen sogar Querzugspannungen, die den zugspröden und -schwachen Beton direkt beanspruchen. Die zuverlässige Aktivierung eines Reibungsanteils kann nicht angenommen werden. In Bild 1.1 ist der prinzipielle Unterschied zwischen dem sehr spröden Lamellenverbund mit Querzugspannungen σ_n^+ und dem duktilen Innenstahlverbund mit günstig wirkenden radialen Druckspannungen σ_r qualitativ dargestellt.

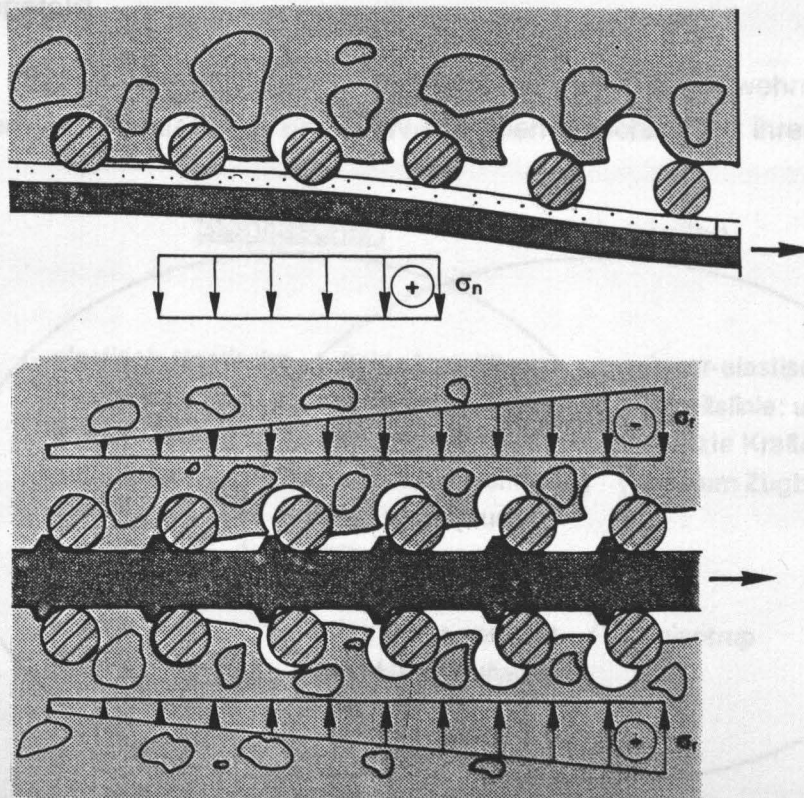


Bild 1.1: Vergleich von Lamellenverbund und Verbund einbetonierten Betonstahls ohne Sprengbruchgefahr

Beim Lamellenverbund ist die niedrige einachsiale Betonzugfestigkeit, die zudem bei sehr geringen Verformungen erreicht wird, die zentrale Widerstandsgröße. Daraus folgt eine im Vergleich zum Innenbewehrungsverbund sehr große Sprödigkeit des Lamellenverbundes. Zusammen mit dem bis zum Bruch linear-elastischen Verhalten des CFK-Werkstoffs, d.h. ungebremster Kraftaufnahme der Lamelle bewirkt dies, wie in vielen Versuchen beobachtet, spröde Verbundbrüche. In diesem Verhalten liegt der Hauptunterschied zum duktilen Innenbewehrungsverbund. Eine höhere Entkoppelungsgefährdung mit Auswirkungen auf Verankerung und Zugkraftdeckung sind die Folgen, die im weiteren betrachtet werden.

1.3 Stand der Forschung zum Verbund äußerer Klebebewehrung aus Faser-verbundwerkstoffen (FVW)

1.3.1 Vorbemerkungen

Die Zahl der Veröffentlichungen zum Thema „Äußere Klebebewehrung“ im weitesten Sinne ist fast unüberschaubar. Sucht man nach geeigneten Modellen für die entscheidende Widerstandsgröße Lamellenverbund reduziert sich diese Fülle bereits deutlich. Theorien schließlich, die den Verbund bzw. die Lamellenentkoppelung am realen, teils gerissenen, teils ungerissenen Stahlbetonbauteil über dessen gesamte Länge sowie den gesamten Beanspruchungsbereich (Betonstahl elastisch oder fließend) konsistent und experimentell abgesichert beschreiben, existieren nicht. Im Folgenden wird der aktuelle Stand der Forschung zusammengefaßt.

In Bild 1.2 sind die wesentlichen der den Verbund geklebter Bewehrung bestimmenden Eigenschaften von Stahllaschen und FVW-Lamellen einschließlich ihrer Schnittmenge aufgelistet.

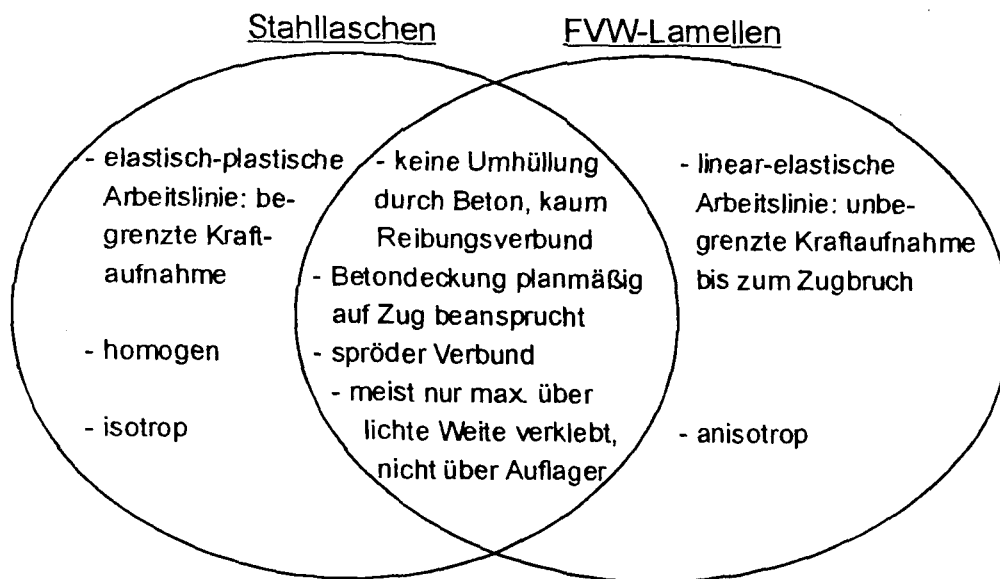


Bild 1.2: Das Verbundverhalten äußerer Klebebewehrung bestimmende Eigenschaften, Unterschiede und Gemeinsamkeiten von Stahllaschen und FVW-Lamellen

1.3.2 Modellierung der Verbundzone

Die Aufgabe, Füge Teile schubfest miteinander zu verbinden, wurde im Metallbau früher vorzugsweise durch Nieten gelöst. Volkersen stellte 1938 in einer auch für die Klebetechnik wegweisenden Arbeit ein Verfahren zur Berechnung der Nietkraftverteilung in zugbeanspruchten Nietverbindungen vor [5]. In der Folgezeit beschäftigten sich viele weitere Forscher mit der Analyse geklebter Metallverbindungen, vorwiegend für Anwendungen im Flugzeugbau [6-10]. Bresson [12] wendet die Volkersen-Theorie auf geklebte Verbindungen von Stahllaschen und Beton an, wobei er ein linear-elastisches Verbundgesetz annimmt.

Ranisch [1] verwendet einen bilinearen Verbundansatz mit plastisch-entfestigendem Ast. Die Bruchgleitung wird als linear mit der Verbundlänge ansteigend angenommen, was dazu führt, daß die berechneten Bruchlasten unbegrenzt mit der Verbundlänge ansteigen. Dieses unzutreffende Ergebnis wird durch alle späteren Forschungen sowohl für Stahllaschen, als auch für FVW-Lamellen widerlegt.

Kaiser berücksichtigt in seiner Arbeit über geklebte CFK-Lamellen [13] Entfestigung der Verbundzone durch einen iterativ zu lösenden Rechenalgorithmus. Dieses Vorgehen ist äußerst aufwendig und nur programmgesteuert zu bewältigen.

Wicke und Pichler verwenden in [14] einen Verbundansatz für geklebte Stahllaschen, der seiner Form nach i.w. dem ansteigenden Ast des Verbund-Schlupf-Gesetzes für Betonstahl nach MC90 [4] entspricht. Aus der Begrenzung der lokalen Verbundbeziehung ergibt sich eine obere Grenze der verankerbaren Verbundbruchkraft $\max F$, die auch durch Steigerung der Verbundlänge über eine zugehörige Mindestverbundlänge l_t hinaus nicht überschritten werden kann. Die Ermittlung der Verbundtragfähigkeit für $l < l_t$ ist jedoch nur durch näherungsweise Abschätzung möglich.

Holzenkämpfer [2] behandelt den Verbund geklebter Bewehrung konsequent als bruchmechanisches Problem. Er überführt einen bilinearen, elastisch-plastisch-entfestigenden in einen linearen Ansatz mit gleicher Bruchenergie. Das Modell ist für beliebige Verbundlängen gültig. In der vorliegenden Arbeit wird auf das Verbundmodell von Holzenkämpfer aufgebaut.

Einen sehr ähnlichen Ansatz wie in [2] präsentiert Täljsten [15]. Yin und Wu [16] überprüfen die Aussagen von Holzenkämpfer und Täljsten auf numerischem Weg. In einer FE-Parameterstudie bestätigen sie, daß der Verbundwiderstand für Verbundlängen über eine charakteristische Länge hinaus nur von der Bruchenergie abhängt.

1.3.3 Lamellenentkoppelung am Stahlbetonbauteil

Das Entkoppelungsverhalten des gesamten Bauteils wird von einer Reihe von Faktoren, gesteuert, die mit den bisher in Theorie und Versuch verwendeten rein verbundbeanspruchten, unbewehrten Verbundkörpern nicht zu erfassen sind. Eine ganzheitliche Betrachtung des lamellenverstärkten Stahlbetonbauteils unter Verbund- bzw. Entkoppelungsgesichts-

punkten mit Berücksichtigung beliebiger M/Q-Verhältnisse, Innenstahlfließen, Rißabstand etc. fehlt bislang. In einigen Arbeiten werden Teilaspekte behandelt.

Kaiser [13] und Deuring [17] nennen das Auftreten eines vertikalen Schubrißversatzes als Ursache für eine Schälbeanspruchung und das daraus folgende Entkoppeln der Lamelle. Keiner von beiden gibt jedoch ein mechanisch befriedigendes Modell hierfür an. Weiterhin behandelt Kaiser in [13] als bisher einziger die Verankerung im gerissenen Bereich. Das vorgeschlagene Verfahren ist allerdings sehr grob. Rißabstände gehen nicht ein.

Holzenkämpfer entwickelt in [2] ein Ingenieurmodell der Lamellenentkoppelung für Zugglieder und Biegetragglieder im Bereich $M = \text{const.}$ Der Einfluß einer Querkraft kann allerdings nicht berücksichtigt werden. Diesen Mangel weist auch der in [18] vorgeschlagene Entkopplungsnachweis auf. Ebenso wenig ist das Modell auf Verstärkungen mit bis zum Bruch elastischen FVW-Lamellen anwendbar.

Andere Autoren beschäftigen sich seither mit der Entkoppelung von CFK-Lamellen bei Biegebauteilen, z.T. rein bruchmechanikorientiert [19,20], z.T. über die Biegetragfähigkeit sog. Betonzähne zwischen Lamelle und Innenbewehrung [29].

2 WERKSTOFFE

Handelsübliche CFK-Lamellen sind 1,0-1,4 mm dick und 50-100 mm breit mit ca. 70 Vol% hochfester Kohlenstoffasern in einem unidirektionalen Verbund mit einer Epoxidharzmatrix. Die Lamellenzugfestigkeiten von 2,5 bis 3,0 GPa übertreffen selbst die von hochwertigen Spannstählen deutlich. Die E-Moduli von 170-210 GPa liegen in der Nähe dessen des Stahls. Mit Mischungen von Fasern unterschiedlicher Festigkeiten und E-Moduli lassen sich die mechanischen Eigenschaften in gewissen Bereichen nach Wunsch einstellen. Das Werkstoffgesetz der Fasern ist für Längszug ideal-elastisch, was wegen des sehr geringen Beitrages der Matrix auch als für die Lamelle gültig angesehen werden kann. Als Kleber werden hochfeste 2-komponentige, gefüllte Epoxidharzkleber verwendet.

3 GRUNDBEZIEHUNGEN DES LAMELLENVERBUNDES AM ALLGEMEINEN ZWISCHENRISSELEMENT

3.1 Ziel und Vorgehen

Der Lamellenverbund in der gerissenen Zugzone soll in seinen Grundbeziehungen modelliert und formuliert werden. Hierbei wird zunächst nur das Verbundsystem Lamelle-Kleber-Beton jeweils zwischen zwei benachbarten Rissen betrachtet. Die Lamellenkraft am Riß wird als bekannt vorausgesetzt. Die Verbundzone ist mit einem Verbundgesetz abzubilden. Hierzu wird von einem bestehenden Ansatz ausgegangen, der mit Hilfe von Verbundversuchen für

CFK-Lamellen kalibriert wird. Es soll die unter verschiedenen Randbedingungen zur Entkopplung führende Lamellenkraft abgeleitet werden.

3.2 Differentialgleichung des Lamellenverbundes

Die Differentialgleichung wird für ein Element des Zugrandes mit beliebiger Lage innerhalb des lamellenverstärkten Balkens formuliert. Dieses Element wird von zwei benachbarten Biege- oder Biegeschubrissen begrenzt und im Folgenden Zwischenrißelement (ZRE) genannt. Vorerst werden Rißabstand s_r sowie die Lamellenzugkräfte am Riß als bekannt vorausgesetzt. Die Modellierung des Verbundsystems Lamelle, Kleber, Beton erfolgt durch das System eines längsgebetteten Dehnstabes mit vorerst unbekannter Federcharakteristik c_l . In Bild 3.1 ist ein ZRE und dessen Modellierung dargestellt.

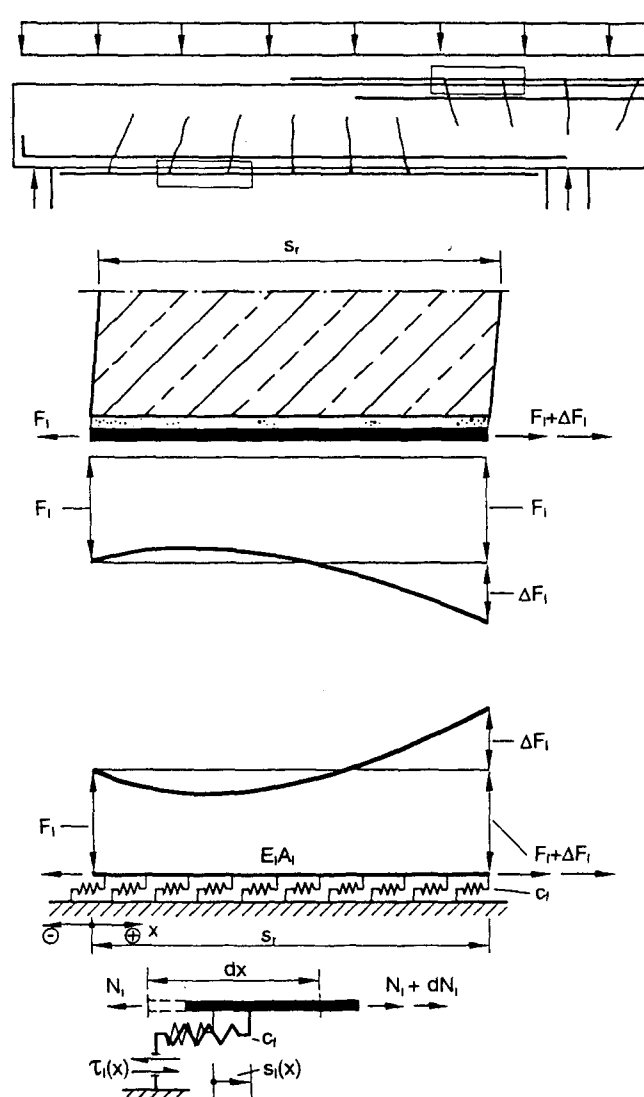


Bild 3.1: Zwischenrißelement aus der Zugzone eines lamellenverstärkten Stahlbetonträgers, Lamellenzugkräfte, Modellierung der Verbundzone mit der Lamelle als längsgebetteter Dehnstab, differentielles Element

Mit den üblichen Annahmen für den Lamellenverbund ([1,2]) ergibt sich die Differentialgleichung des verschieblichen Lamellenverbundes nach Gl. (3.1).

$$s_1'' - \frac{1}{E_l \cdot t_l} \cdot \tau_l(s_1) = 0. \quad (3.1)$$

3.3 Verbundmodell für den Klebverbund von CFK-Lamellen und Beton am Zug-Druck-Verbundkörper

Wegen seiner grundsätzlichen Eignung wird der Ansatz von Holzenkämpfer [2] aufgegriffen und mit Versuchen auf seine Gültigkeit für den Klebverbund von CFK-Lamellen überprüft. Hierüber wurde in [25-27] berichtet.

An insgesamt 64 Verbundversuchen mit Zug-Druck-Doppellaschenkörpern wurde das Verbundtragverhalten von geklebten Verbindungen CFK-Lamelle/Beton untersucht. Es wurden die Parameter Betonfestigkeit, Verklebelänge, Lamellenbreite und -dicke sowie der Elastizitätsmodul der Lamellen variiert. Bild 3.2 zeigt den Versuchsaufbau.

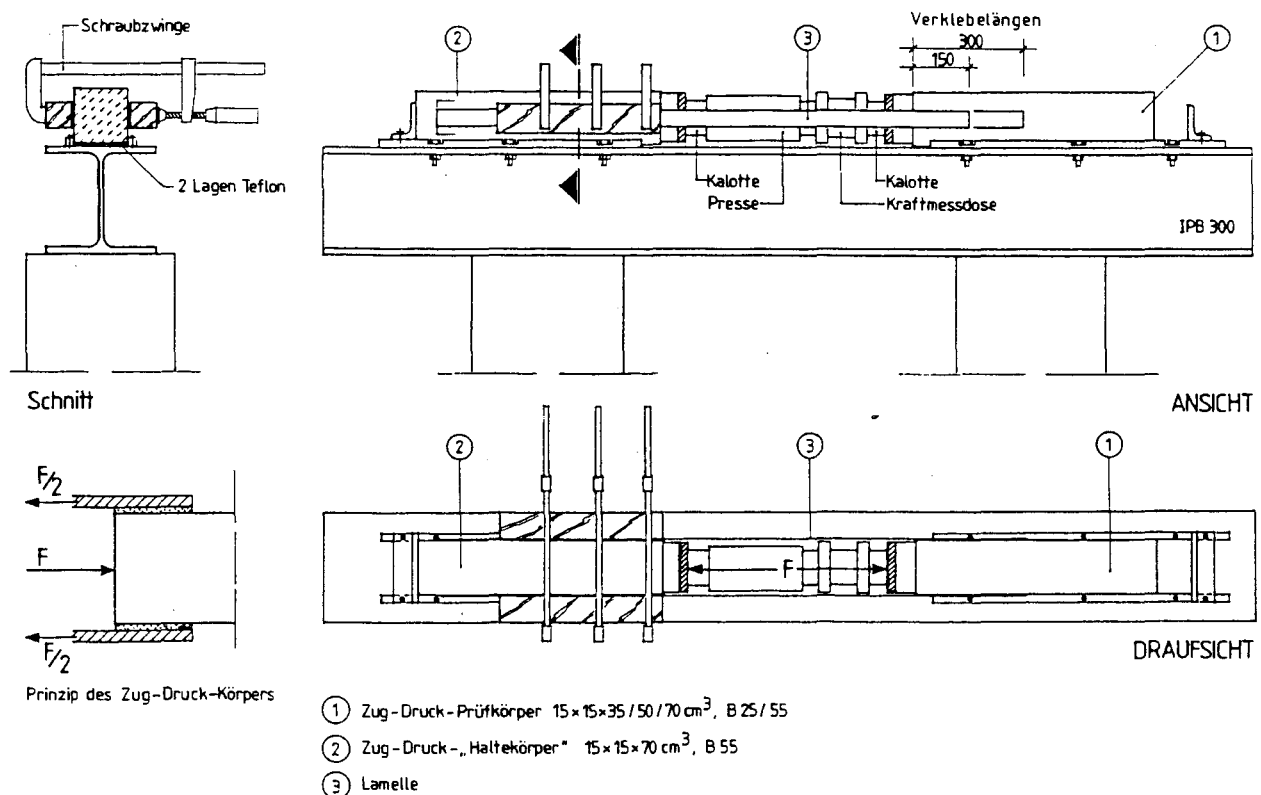


Bild 3.2: Aufbau der Verbundversuche

Es konnte die grundsätzliche Gültigkeit des von Holzenkämpfer [2] entwickelten und für Stahllaschen verifizierten Verbundmodells auch für CFK-Lamellen bestätigt werden. Nach diesem Modell kann ein linearer Verbundansatz zur Beschreibung der Beziehung zwischen Lamellenverbundspannung τ_l und Relativverschiebung s_l verwendet werden. Entscheidend

für die Verbundbruchkraft am Verbundkörper ist die vom Verbundansatz eingeschlossene Fläche, die als Verbundbruchenergie G_F interpretiert werden kann.

Der Mittelwert der maximalen Verbundbruchkraft ergibt sich zu

$$T_{\max,m} = 0,636 \cdot b_l \cdot k_b \cdot \sqrt{E_l \cdot t_l \cdot f_{ctm}} \quad [N] \quad (3.2)$$

Hierin ist:

b_l : Lamellenbreite

k_b : Beiwert zur Berücksichtigung des Breitenverhältnisses Lamelle-Beton

E_l : Elastizitätsmodul der Lamelle

t_l : Lamellendicke

f_{ctm} : Mittelwert der Oberflächenzugfestigkeit des Betons

Die zu T_{\max} gehörende Verbundlänge ergibt sich nach Gl. (3.3).

$$l_{t,\max} = \sqrt{\frac{E_l t_l}{2 f_{ctm}}} \quad (3.3)$$

Für Verbundlängen $l_t < l_{t,\max}$ kann der Verlauf der Verbundbruchkraft mit einer quadratischen Parabel nach Gl. (3.4) angenähert werden.

$$\frac{T_u}{T_{u,\max}} = \frac{l_t}{l_{t,\max}} \left(2 - \frac{l_t}{l_{t,\max}} \right) \quad (3.4)$$

In Bild 3.4 sind die gemessenen Verbundbruchkräfte aller Verbundversuche in Abhängigkeit von der Verbundlänge dargestellt. Die Werte wurden auf alle Einflußparameter normiert. Der durch das Ingenieurmodell beschriebene Verlauf dieser Abhängigkeit, parabolisch ansteigend bis $l_{t,\max}$, dann konstant, wird durch die Versuchsergebnisse im Mittel gut bestätigt. Die Linien A und B bezeichnen den Verlauf für die Parameterkombinationen mit der größten und der kleinsten Verbundlänge $l_{t,\max}$.

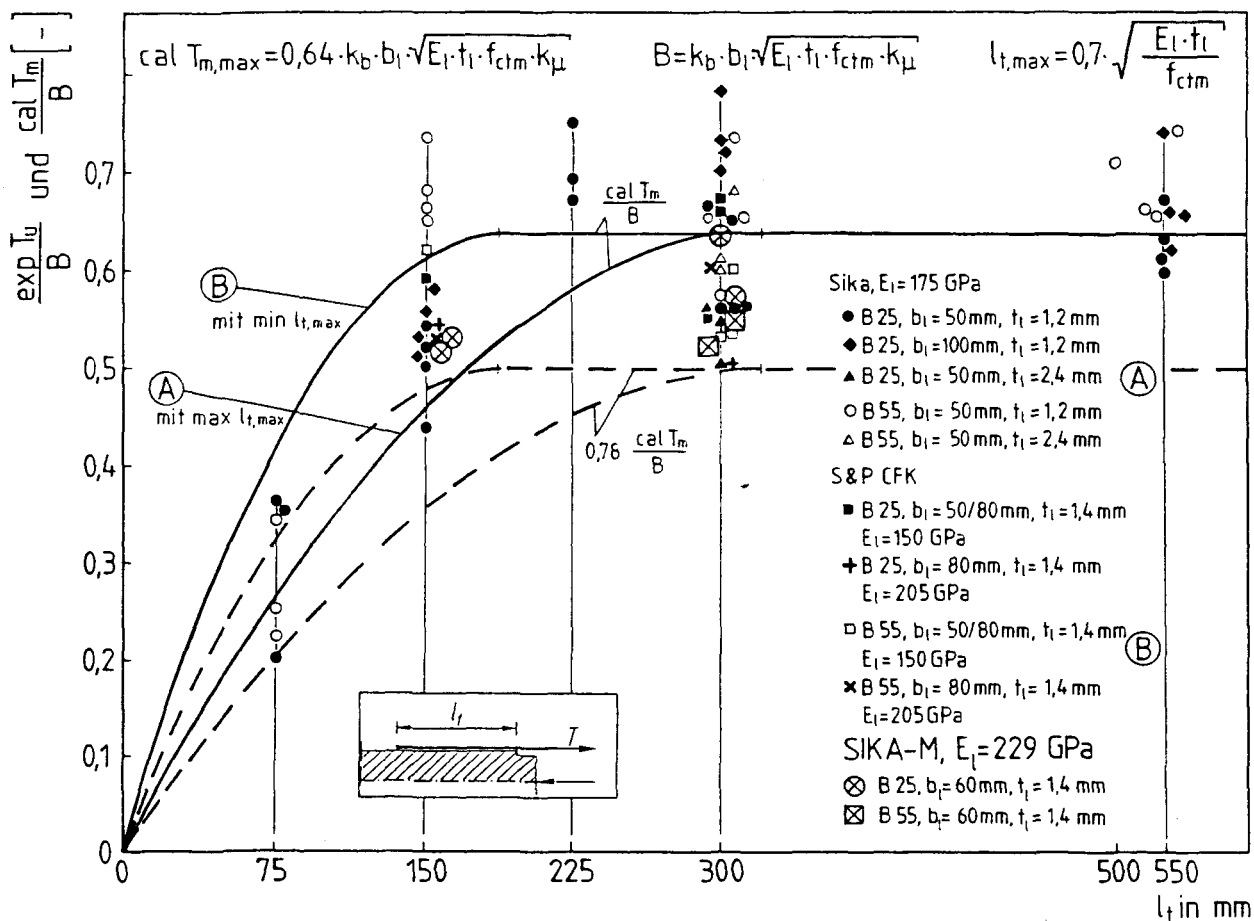


Bild 3.3: Bezogene Verbundbruchkräfte aller Verbundversuche an CFK-Lamellen in Abhängigkeit von der Verbundlänge

3.4 Beziehung zwischen Zug-Druck-Verbundkörper und lamellenverstärktem Biegeträger

Die Auswertung der Verbundversuche ergab für das linear-elastische Ersatzverbundgesetz

$$\tau_l(s_l) = 8f_{ctm} \cdot s_l(x) \quad (3.5)$$

Nach Lösung von Gl. (3.1) und Anpassung an die Randbedingungen des allgemeinen ZRE erhält man für die größere Lamellenkraft am Zwischenrißelement ($x = s_r$) bei Entkopplungsbeginn

$$F_{l,EKB,x=s_r} = T_{max} \cdot \frac{\tanh(\omega \cdot s_r)}{1 - \frac{1}{\cosh(\omega \cdot s_r) \cdot (K_F + 1)}} \quad (3.6)$$

Hierin ist

$K_F = \Delta F_I / F_I$ nach Bild 3.1

$$\omega = \sqrt{\frac{8f_{ctm}}{E_I \cdot t_I}} \quad (3.7)$$

s_r : Rißabstand in Trägerrichtung

In Bild 3.4 ist die Auswertung von Gl. 3.6 für unterschiedliche K_F in Abhängigkeit von s_r in bezogener Form dargestellt. Der Fall $K_F = \infty$ repräsentiert die Beziehung zwischen Verbundbruchkraft und Verbundlänge am Zug-Druck-Verbundkörper, wie sie in Bild 4.15 dargestellt ist. Hierfür ist $F_I = 0$, $\Delta F_I = T$ und $s_r = l_t$. Dieser Situation äquivalent ist die Lamellenendverankerung nach dem letzten Riß vor Lamellenende, s. Bild 3.3. In beiden Fällen werden die Verbundspannungen in voller Höhe zur Sicherung des Gleichgewichts benötigt. Dies bedingt den monoton steigenden Verlauf der Kurve für $K_F = \infty$. Ihre obere Grenze wird durch die Bruchenergie bestimmt.

Der andere Grenzfall ist für $K_F = 0$ der des Biegeträgers im Bereich $M = \text{const.}$ oder auch des zentrisch gezogenen Dehnkörpers. Hier werden Verbundspannungen nur durch Mitwirkung des Betons auf Zug (Tension Stiffening) geweckt. Sie dienen ausschließlich der Verformungsverträglichkeit am Riß und werden für das Gleichgewicht nicht benötigt. Entsprechend der Abhängigkeit des Tension Stiffening vom Rißabstand verläuft die Kurve für $K_F = 0$ monoton fallend.

Die asymptotische Annäherung aller Kurven an $F_{Ie} = T_{\max}$ für $s_r \rightarrow \infty$ zeigt, daß der Entkoppelungsbeginn für große Verbundlängen nur noch vom Betrag der Bruchenergie bestimmt wird.

Alle Kurven mit $0 < K_F < \infty$ weisen jeweils genau ein Maximum auf. Es ergibt sich zu

$$\frac{F_{I,EKB,x=s_r,\max}}{T_{\max}} = \frac{\tanh(\operatorname{arcosh}(K_F + 1))}{1 - \frac{1}{(K_F + 1)^2}} \quad (3.8)$$

und markiert den Übergang von der Dominanz des Gleichgewichtsverbundes (steigend) zu der des Verträglichkeitsverbundes (fallend). Der zum Maximum gehörende Rißabstand beträgt

$$s_{r,\max} = \frac{\operatorname{arcosh}(K_F + 1)}{\omega} \quad (3.9)$$

Für Rißabstände $s_r > s_{r,\max}$ entspricht eine bereichsweise Entkoppelung der Lamelle, ausgehend von $x = s_r$ einer Verringerung des Rißabstandes. Dies ist unter Zunahme der Lamellenkraft solange möglich, bis die intakte Restverbundlänge den Wert $s_r = s_{r,\max}$ erreicht (stabile Entkoppelung). Zwischen der Lamellenkraft bei Entkoppelungsbeginn nach Gl. 3.6 und der maximalen am ZRE aufnehmbaren Lamellenkraft kann sich die Verbundzone also durch Entkoppelung der Beanspruchung teilweise entziehen.

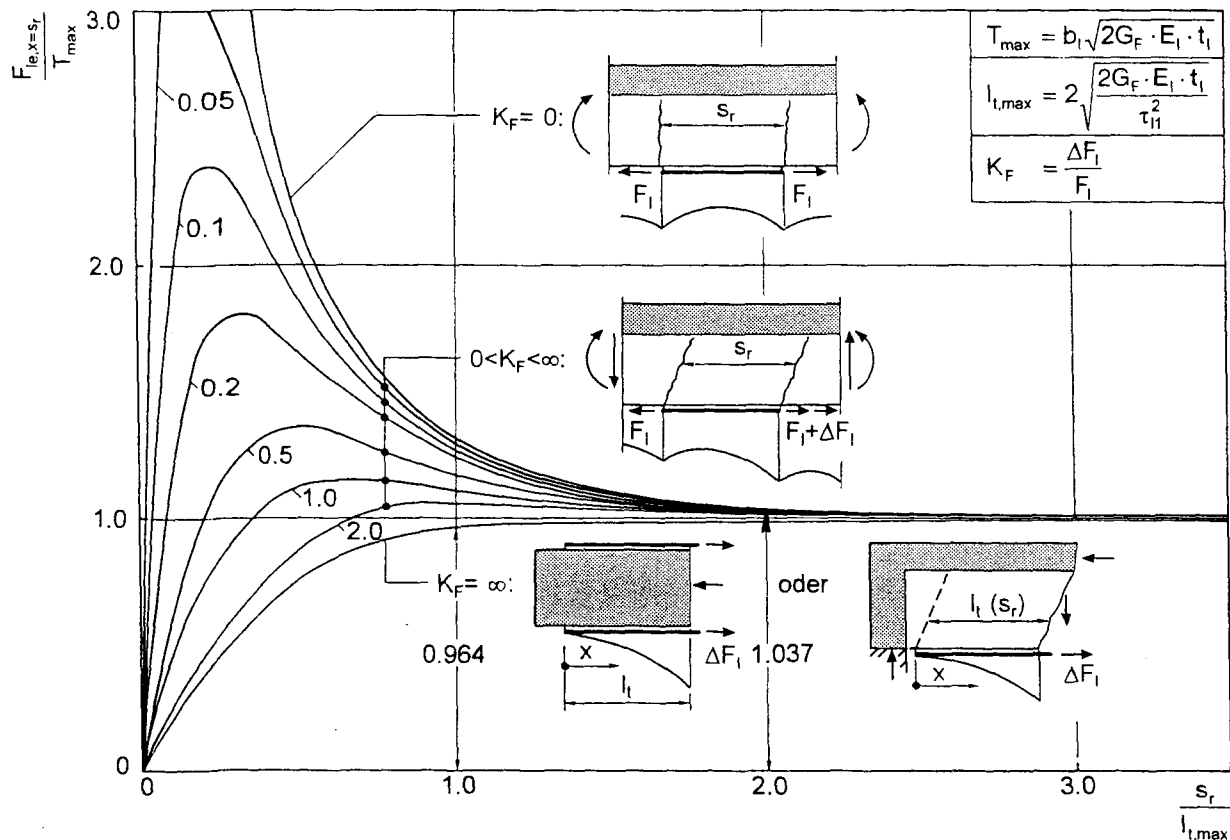


Bild 3.4: Auf die maximale Verbundbruchkraft des Zug-Druck-Verbundkörpers T_{max} bezogene Lamellenkraft bei Entkoppelungsbeginn am höher beanspruchten Riß eines Zwischenrißelementes ($x = s_r$) für unterschiedliche K_F -Werte in Abhängigkeit vom auf $l_{t,max}$ bezogenen Rißabstand s_r

Für die bisherigen Betrachtungen wurden die Lamellenkräfte an den das ZRE begrenzenden Rissen sowie der Rißabstand als bekannt vorausgesetzt. Die abgeleiteten Beziehungen gelten also unabhängig vom Vorhandensein und vom Dehnungszustand innerer Bewehrung. Die Aufteilung der Gesamtzugkraft auf die Bewehrungspartner in den unterschiedlichen Stadien von Stahlfließen und Entkoppelungsfortschritt ist Gegenstand von Kap. 4.

4 KRAFTAUFTEILUNG UND LAMELLENENTKOPPELUNG AM ALLGEMEINEN ZWISCHENRISSELEMENT

4.1 Ziel und Vorgehen

In Kap. 3 wurde das Verhalten des Verbundsystems Lamelle-Kleber-Beton in Abhängigkeit von der als bekannt vorausgesetzten Lamellenkraft untersucht. Solange der Lamellenverbund intakt und die Innenbewehrung elastisch ist, können Lamellen- und Innenstahlkraft aus

der Aufteilung der gesamten Bewehrungszugkraft, gewichtet nach Dehnsteifigkeit und Nulllinienabstand ermittelt werden. An einem Stahlbetonbauteil mit Bewehrungen unterschiedlicher Verbundeigenschaften und Arbeitslinien ist die Interaktion beider Bewehrungen jedoch wesentlich komplexer.

Im Folgenden wird die Wechselwirkung von Kraftaufteilung, Innenstahlfließen und Lamellenentkoppelung über ein allgemeines Zwischenrißelement (ZRE) betrachtet. Ziel ist es, die an einem ZRE zum Entkoppelungsversagen führenden Schnittgrößen und damit die Bruchlaststufe ermitteln zu können. Alle Möglichkeiten des Entkoppelungsverlaufes sollen verfolgt und für sie in Abhängigkeit von den bestimmenden Parametern die kritische Laststufe ermittelt werden.

4.2 Lamellen- und Betonstahlzugkräfte nach Beginn der Lamellenentkoppelung

Nach Fließbeginn der Innenbewehrung ändert sich die Aufteilung der zusätzlichen Zugkraft zugunsten der elastischen Lamelle. Der Verlauf der Bewehrungszugkräfte an einer Stelle x in Abhängigkeit von der durch τ_0 ausgedrückten Belastung unter Voraussetzung intakten Lamellenverbundes ist qualitativ in Bild 4.1 dargestellt. Hierin ist K_1 bzw. K_2 jeweils das Verhältnis der gesamten Bewehrungszugkraft zur Zugkraft der Innenbewehrung an der Stelle x für elastische bzw. fließende Innenbewehrung.

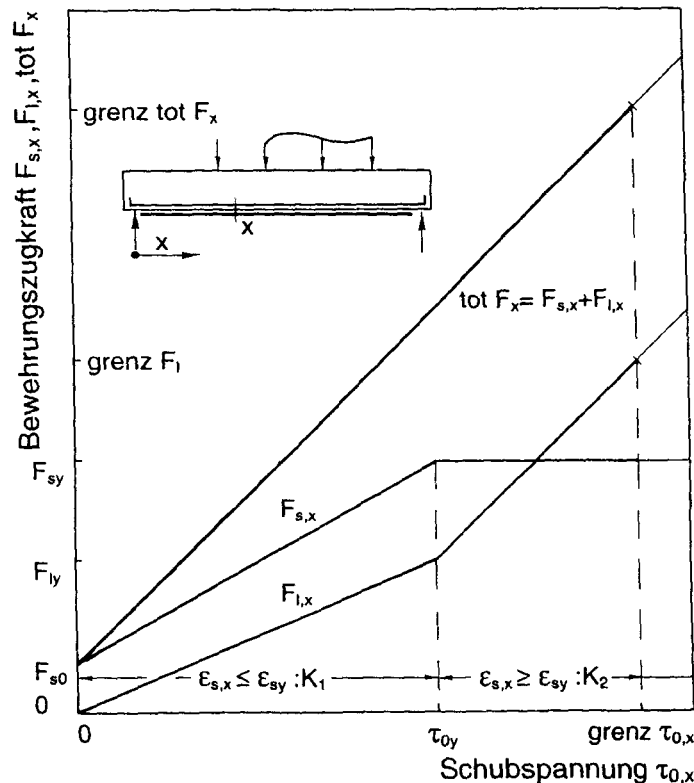


Bild 4.1: Teil-Bewehrungszugkräfte $F_{s,x}$ und $F_{l,x}$ sowie Gesamtzugkraft $\text{tot } F_x$ an der Stelle x in Abhängigkeit vom Grundwert der Schubspannung $\tau_{0,x}$

4.3 Lamellenentkoppelung

Die Lamelle kann sich durch sukzessive Entkoppelung einer Kraftaufnahme, wie sie bei Dehnungsebeneheit ergäbe, teilweise entziehen, solange Umlagerungsmöglichkeiten auf noch elastische Innenbewehrung bestehen. In Bild 4.2 oben ist das Verhältnis der Lamellenkraft im entkoppelten Bereich F_{IB} zu jener fiktiven Lamellenkraft $F_{IB,v}$ bei B, die sich bei intaktem Verbund ergäbe in Abhängigkeit von letzterer, bezogen auf T_{max} dargestellt. Dies Verhältnis ist immer kleiner als bzw. gleich 1,0. Die Skizze zeigt, daß die Annahme der Dehnungsebeneheit nicht mehr zulässig ist. Der Punkt B kennzeichnet an einem ZRE immer den Riß mit der höheren Zugkraft. Die Darstellung gilt für das Produkt $\omega \cdot s_r = 1,0$. Bild 4.2 unten zeigt das dazugehörige Verhältnis der Innenbewehrungskraft $F_{s,B}$ bei B zu jener fiktiven Lamellenkraft $F_{IB,v}$ bei B, die sich bei intaktem Verbund ergäbe.

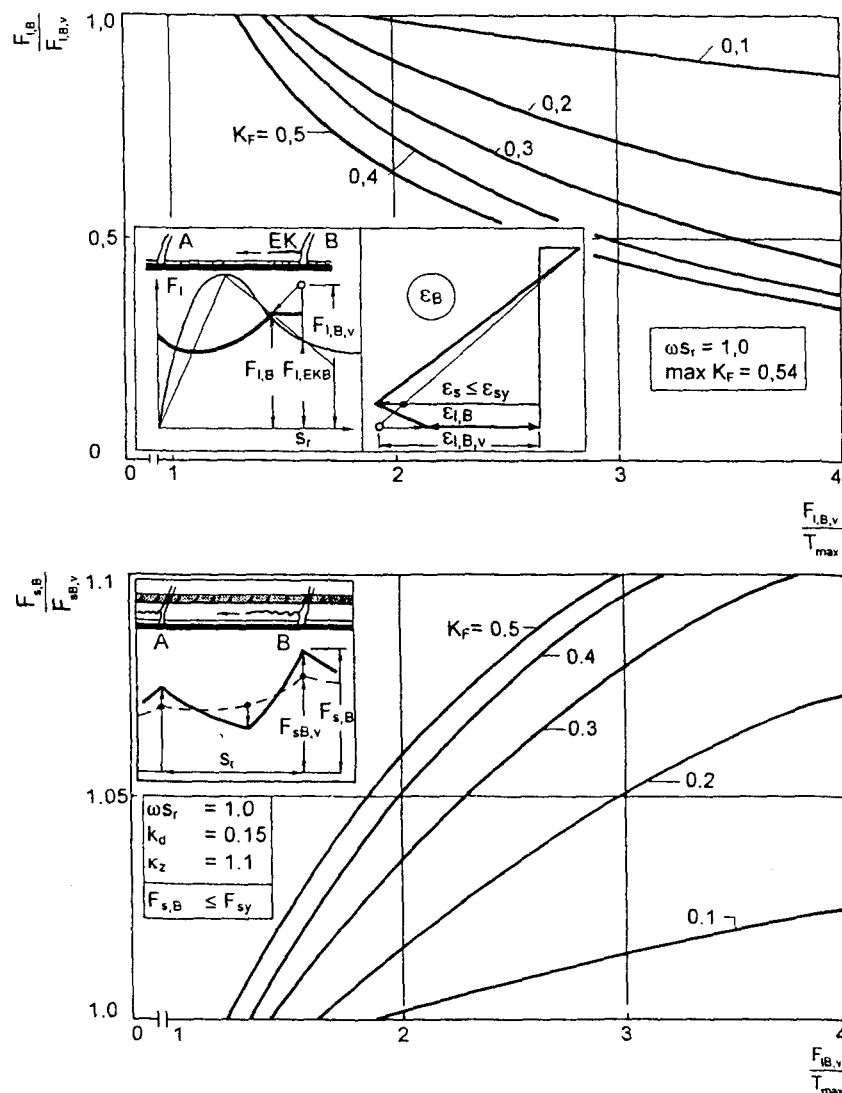


Bild 4.2: *oben*: Verhältnis der Lamellenkraft F_{IB} im entkoppelten Bereich zur fiktiven Lamellenkraft $F_{IB,v}$ für intakten Verbund in Abhängigkeit von letzterer, bezogen auf T_{max} , $\omega \cdot s_r = 1,0$

unten: Verhältnis von Stahlkraft $F_{s,B}$ bei B während Lamellenentkoppelung zur fiktiven Stahlkraft $F_{sB,v}$ für intakten Lamellenverbund in Abhängigkeit von der bezogenen Lamellenkraft

Voraussetzung für Lamellenentkoppelung bei steigender Lamellenkraft ist, daß der Rißabstand s_r größer als die zu $F_{ie,max}$ gehörende intakte Restverbundlänge $s_{rv,max}$ ist. Für $s_r \leq s_{rv,max}$ ist nach Entkoppelungsbeginn keine Steigerung der Lamellenkraft möglich, instabiler Entkoppelungsfortschritt tritt ein. Beide Fälle sind in Bild 4.3 dargestellt.

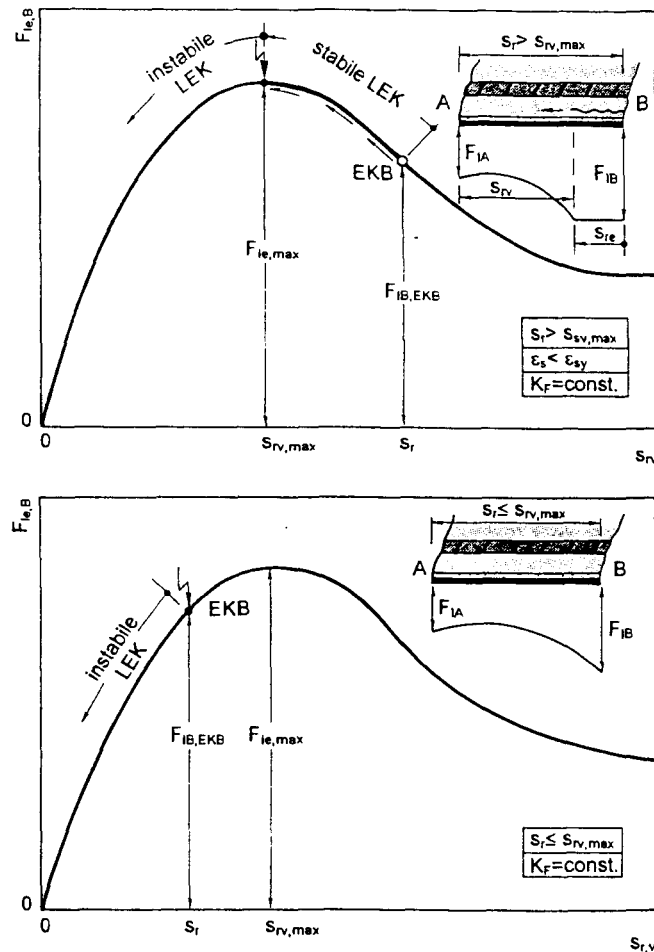


Bild 4.3: Pfad der Lamellenkraft bei B während des Entkoppelungsfortschrittes vom Entkoppelungsbeginn (EKB) bis zur instabilen Lamellenentkoppelung (LEK) für $s_r > s_{rv,max}$ und $\epsilon_s < \epsilon_{sy}$ (oben) sowie für $s_r \leq s_{rv,max}$ (unten)

Eine Steigerung der Gesamtzugkraft ist aber auch bei fließender Innenbewehrung und entkoppelnder Lamelle noch möglich, solange die kritische intakte Restverbundlänge $s_{rv,max}$ über ein Zwischenrißelement nicht unter- bzw. eine kritische Lamellenkraft nicht überschritten wird. Ermöglicht wird dies durch den Abbau von Verträglichkeits-Verbundspannungen durch stabilen Entkoppelungsfortschritt.

Der Eintritt und Verlauf der Lamellenentkoppelung sowie die beteiligten Kräfte sind wesentlich vom Rißabstand s_r , dem von K_F bestimmten F_{ie} - s_r -Verlauf (s. Bild 3.4) und der Stahlfließkraft F_{sy} abhängig. Die Reihenfolge des Erreichens der Stahlfließkraft und des Entkoppelungsbeginns der Lamelle sowie die Größe des Rißabstandes s_r im Vergleich zu $s_{r,max}$ nach Gl. (3.9) bestimmen die zur vollständigen Entkoppelung gehörende Schnittgröße. Es

sind daher unterschiedliche Entkoppelungsfälle möglich. Sie sind im Bild 4.4 nach den o.g. Kriterien geordnet dargestellt.

Hierfür werden die zu einem bestimmten Zustand gehörenden Schnittgrößen am Punkt B eines Zwischenrißelementes über den dort vorhandenen Grundwert der Schubspannung τ_{0B} ausgedrückt.

Es sind

$\tau_{0B,EKB}$: Grundwert der Schubspannung an der Stelle B bei Beginn der Lamellenentkoppelung

$\tau_{0B,e,max}$: Grundwert der Schubspannung an der Stelle B bei Erreichen des Maximalwertes der Lamellen-Entkoppelungskraft

$\tau_{0B,y}$: Grundwert der Schubspannung an der Stelle B bei Erreichen der Stahlfließkraft

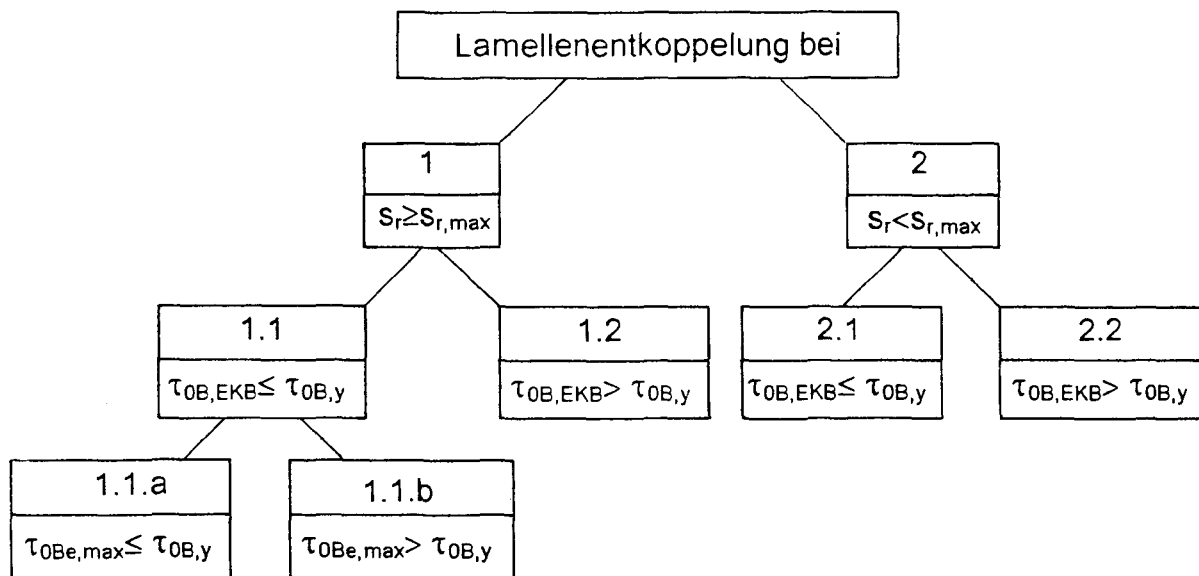


Bild 4.4: Entkoppelungsfälle

Für diese Entkoppelungsfälle sind die Schubspannungen $\tau_{0Be,u}$ an der Stelle B eines ZRE bei Entkoppelungsversagen in Tab. 4.1 zusammengestellt.

Tab. 4.1: Schubspannung $\tau_{0Be,u}$ an der Stelle B eines ZRE bei Entkoppelungsversagen für die Entkoppelungsfälle

| Entkoppelungsfall | Schubspannung an der Stelle B bei Entkoppelungsversagen $\tau_{0Be,u}$ |
|--|--|
| 1.1.a | $\frac{2 \cdot T_{\max} \cdot \tanh(\operatorname{arcosh}(K_F + 1)) \cdot (K_F + 1)^3}{K_F \cdot (K_F + 2)^2 \cdot \left(\frac{K_1 - 1}{K_1}\right) \cdot D}$ |
| 1.1.b a) $F_{I\max,pl} \leq F_{IB,y}$ b) $F_{I\max,pl} > F_{IB,y}$ | $\frac{F_{sy} + F_{IB,y}}{D}$ $\frac{F_{sy} + F_{IB\max,pl}}{D}$ |
| 1.2 a) $F_{I\max,pl} \leq F_{IB,y}$ b) $F_{I\max,pl} > F_{IB,y}$ | $\frac{F_{sy} \cdot (1 + K_1)}{D}$ $\frac{F_{sy} + F_{IB\max,pl}}{D}$ |
| 2.1 | $\frac{T_{\max} \cdot \tanh(\omega s_r)}{\left(1 - \frac{1}{K_1}\right) \cdot b_w \cdot D \cdot \left(1 - \frac{1}{\cosh(\omega s_r) \cdot (K_F + 1)}\right)}$ |
| 2.2 a) $F_{I\max,pl} \leq F_{IB,y}$ b) $F_{I\max,pl} > F_{IB,y}$ | $\frac{F_{sy} \cdot (1 + K_1)}{D}$ $\frac{F_{sy} + F_{Ie,pl}(s_r)}{D}$ |

Hierin ist

$$D = b_w \cdot \left(a_Q + \frac{z_m}{2 \tan \vartheta} \right) \quad \text{mit}$$

$$a_Q = \frac{M(x)}{Q(x)}$$

b_w : Breite der Zugzone, bei Vollplatten $b = 1,0$ m

z_m : mittlerer innerer Hebelarm

ϑ : Druckstrebenneigung

Ferner bedeutet

| | |
|---------------------------|---|
| $F_{\text{le,max,pl}}$: | Maximum der Lamellen-Entkoppelungskraft für fließende Innenbewehrung |
| $F_{\text{le,pl}}(s_r)$: | Lamellen-Entkoppelungskraft für $s_r < s_{r,\text{max}}$ und fließende Innenbewehrung |
| $F_{\text{IB,y}}$: | Lamellenkraft an der Stelle B bei Beginn des Fließens der Innenbewehrung |
| F_{sy} : | Fließkraft der Innenbewehrung |
| K_1 : | Verhältnis der gesamten Bewehrungszugkraft zur Zugkraft der Innenbewehrung an der Stelle x für elastische Innenbewehrung. |

4.4 Eingrenzung der Entkoppelungsfälle für die Praxis

Die Vielzahl der in Abschn. 4.3 genannten Entkoppelungsfälle (EKF) bedingt einen hohen Rechenaufwand zur Feststellung des jeweils vorliegenden Falles.

In einer Parameterstudie wurde jedoch festgestellt, daß beim größten Teil der Praxisfälle EKF 1 vorliegt, von denen wiederum der überwiegende Teil dem EKF 1.2 zuzuordnen ist. In Tab. 4.2 werden einfache Kriterien angegeben, bei deren Einhaltung das Vorliegen von EKF 1 bzw. 1.2 ohne genaueren Nachweis vorausgesetzt werden kann. Dieser Kriteriensatz ist eher konservativ, so daß auch bei teilweiser Nichteinhaltung oft EKF 1 bzw. 1.2 vorliegen kann. Die Zahl der Einflußvariablen und deren Kombinationsmöglichkeiten ist jedoch derart groß, daß bei weiterer Zuschärfung der Kriterien der Überprüfungsaufwand schnell den für den direkten Nachweis übersteigen würde.

Für Anwendungsfälle außerhalb der angegebenen Grenzen muß die Feststellung des Entkoppelungsfalles direkt über die in Bild 5.17 zusammengefaßten Bedingungen erfolgen. Das Auffinden der potentiell maßgebenden Stellen im Bauteil wird im Kap. 7 behandelt .

Tab. 4.2: Bedingungen für die Zulässigkeit der Annahme von EKF 1.2 ohne nähere Überprüfung

| Betonstahlsorte | Bedingungen für Annahme von EKF 1.2 ohne Nachweis |
|-----------------|---|
| BSt 220 | <ul style="list-style-type: none"> • nur Gleichstreckenlast |
| BSt 420 | <ul style="list-style-type: none"> • nur Gleichstreckenlast • $l \geq 4 \text{ m}$ • $\omega \geq 0,006$ |
| BSt 500 | <ul style="list-style-type: none"> • nur Gleichstreckenlast • $l \geq 4 \text{ m}$ • $s_r \leq 120 \text{ mm}$: $\omega \geq 0,006$ • $s_r > 120 \text{ mm}$: $\omega \geq 0,008$ |

Für den Nachweis des Gesamtbauteils ist nun noch die Kenntnis des Rißabstandes sowie das Auffinden der für die Entkoppelung maßgebenden Stelle erforderlich. Diese Fragen werden in Kap. 5 und 6 behandelt.

5 ERMITTLUNG DES RISSABSTANDES

Die bisherigen Ausführungen haben die entscheidende Bedeutung des Rißabstandes für die Entkoppelungsproblematik gezeigt. Mit steigendem Rißabstand steigt auch die Entkoppelungsgefahr. Zu deren Beurteilung muß also grundsätzlich der Rißabstand an jeder zu untersuchenden Stelle des lamellenverstärkten Bauteils unter der vorliegenden Beanspruchung bekannt sein.

Es wurde ein einfaches Verfahren zur Ermittlung des Rißabstandes entwickelt. Die kontinuierliche Rißtheorie von Noakowski [3] wurde auf lamellenverstärkte Bauteile erweitert. Hierzu wurde die Lamelle als äquivalente Stahlbewehrung ausgedrückt. Der Endrißabstand ergibt sich schließlich zwischen der Rißbezugslänge des Erstrißzustandes a_1 nach Gl. (5.1) und der Hälfte dieses Wertes.

Der allgemeine Ausdruck für a_1 lautet

$$a_1 = \frac{A \cdot (k_d + 1) \cdot n_s \cdot d_s^B}{\mu_{\text{äq}}^C \cdot (a \cdot m + n_s) \cdot f_{\text{ctm}}^D} \quad (5.1)$$

Hierin sind

n_s : Anzahl der Bewehrungsstahlstäbe

d_s : Stabdurchmesser

$$m = \frac{b_l}{\pi \cdot d_s} \quad (5.2)$$

$$k_d = \frac{E_l \cdot A_l}{E_s \cdot A_s}, \quad \text{Steifigkeitszahl} \quad (5.3)$$

$$\mu_{s,\text{äq}} = (k_d + 1) \frac{n_s \cdot \pi \cdot d_s^2}{4 \cdot A_b}, \quad \text{äquivalenter Gesamtbewehrungsgrad mit} \quad (5.4)$$

A_b : gesamte Brutto - Betonquerschnittsfläche

Die Parameter A - D sind in Tab. 5.1 angegeben.

Tab. 5.1: Parameter A - D in der Gleichung der Erstriß-Einzugslänge nach Gl. (5.1) für Biegebauteile mit Rechteck- und mit Plattenbalkenquerschnitt

| | Rippenstahl Verbundbereich | | glatter Stahl Verbundbereich | |
|----------|-------------------------------|-----------|---------------------------------|-----------|
| | I | II | I | II |
| A (R/PB) | 0,27/0,33 | 1,09/1,32 | 0,40/0,48 | 1,34/1,64 |
| B | 0,89 | 0,833 | 0,91 | 0,86 |
| C | 0,79 | 0,67 | 0,82 | 0,72 |
| D | 0,1 | 0,163 | 0,08 | 0,14 |

In Bild 5.1 ist die rechnerische Verteilung der Rißabstände im Endrißzustand eines mit CFK-Lamellen verstärkten Stahlbeton-Durchlaufträgers dargestellt. In wenig entkoppelungsgefährdeten Bereichen mit $Q \approx 0$ kann der Rißabstand als Mittel zwischen dem unteren Wert $0,5 a_1$ und dem oberen Wert a_1 angenommen werden. In Bereichen, in denen die Maximalwerte von Moment und Querkraft an derselben Stelle auftreten, wie im Stützbereich von Durchlaufträgern besteht grundsätzlich eine höhere Entkoppelungsgefahr (s. Kap. 6). Daher wird hier auf der sicheren Seite liegend der größtmögliche Endrißabstand $\max s_r = a_1$ angesetzt.

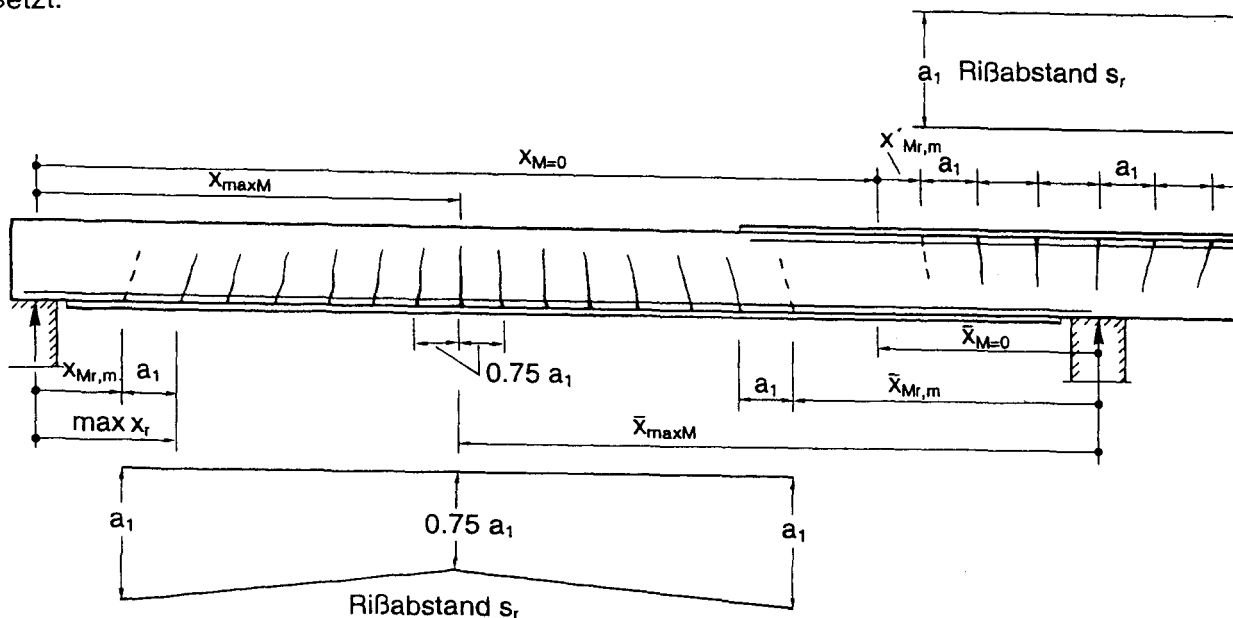


Bild 5.1: Rechnerisches Endrißbild eines mit CFK-Lamellen verstärkten Stahlbeton-Durchlaufträgers

Vergleiche mit Versuchsergebnissen an fünf Platten, zwei Balken und zwei Dehnkörpern zeigten i. w. gute Übereinstimmung. Für die Praxis wird dennoch die Aufnahme des aktuellen Rißbildes empfohlen.

6 LAMELLENENTKOPPELUNG AM GESAMTBAUTEIL

6.1 Zielsetzung

Kapitel 3 behandelte den Lamellenverbund auf Ebene des lokalen Verbundelements. Im Kap. 4 wurde die Aufteilung der Bewehrungszugkraft und die davon abhängige Lamellenentkoppelung für ein Zwischenrißelement betrachtet. Für den Nachweis der Standsicherheit des Gesamtbauteils muß nun das ZRE, bei dem instabile Lamellenentkoppelung zuerst eintritt, gefunden werden. Bei Kraftsteuerung wird das progressive Verbundversagen der gesamten Lamelle durch die vollständige Entkoppelung dieses maßgebenden ZRE eingeleitet.

Aus den Betrachtungen des Kap. 4 sollen Kriterien für die gezielte Auswahl entkoppelungsgefährdeter Stellen im Bauteil abgeleitet werden. Ort und Entkoppelungsschnittgröße des maßgebenden ZRE ergeben sich aus der Untersuchung dieser Stellen mit den Mitteln des Kap. 5. Damit ist dann auch die zum Verbundversagen des Gesamtbauteils gehörende Laststufe bekannt.

6.2 Untersuchung von Stellen erhöhter Entkoppelungsgefährdung

6.2.1 Allgemeines

Zum Nachweis, ob an einem lamellenverstärkten Bauteil unter einer bestimmten Last ein Verbundversagen der Lamelle zu erwarten ist, ist es nicht notwendig, alle Zwischenrißelemente zu untersuchen. Generell liegt eine besonders hohe Beanspruchung des für die Tragfähigkeit entscheidenden Gleichgewichtsverbundes an Stellen mit einer hohen Lamellenkraftdifferenz über ein ZRE vor. Diese liegen nicht notwendigerweise an Querkraftmaxima. Gefährdete Punkte sind:

1. die Endverankerung, d. h. am letzten Riß vor Lamellenende (**E**)
2. Übergänge von elastischer zu fließender Innenbewehrung (**Y**)
3. die Umgebung von Einzelkräften auf der Seite der betragsmäßig höheren Querkraft (**F**).

In Bild 6.1 sind am Beispiel eines Durchlaufträger- Endfeldes unter Gleichstreckenlast und eines mit Einzellasten belasteten Einfeldträgers die der Praxis auftretenden Möglichkeiten des Auftretens o. g. Punkte dargestellt.

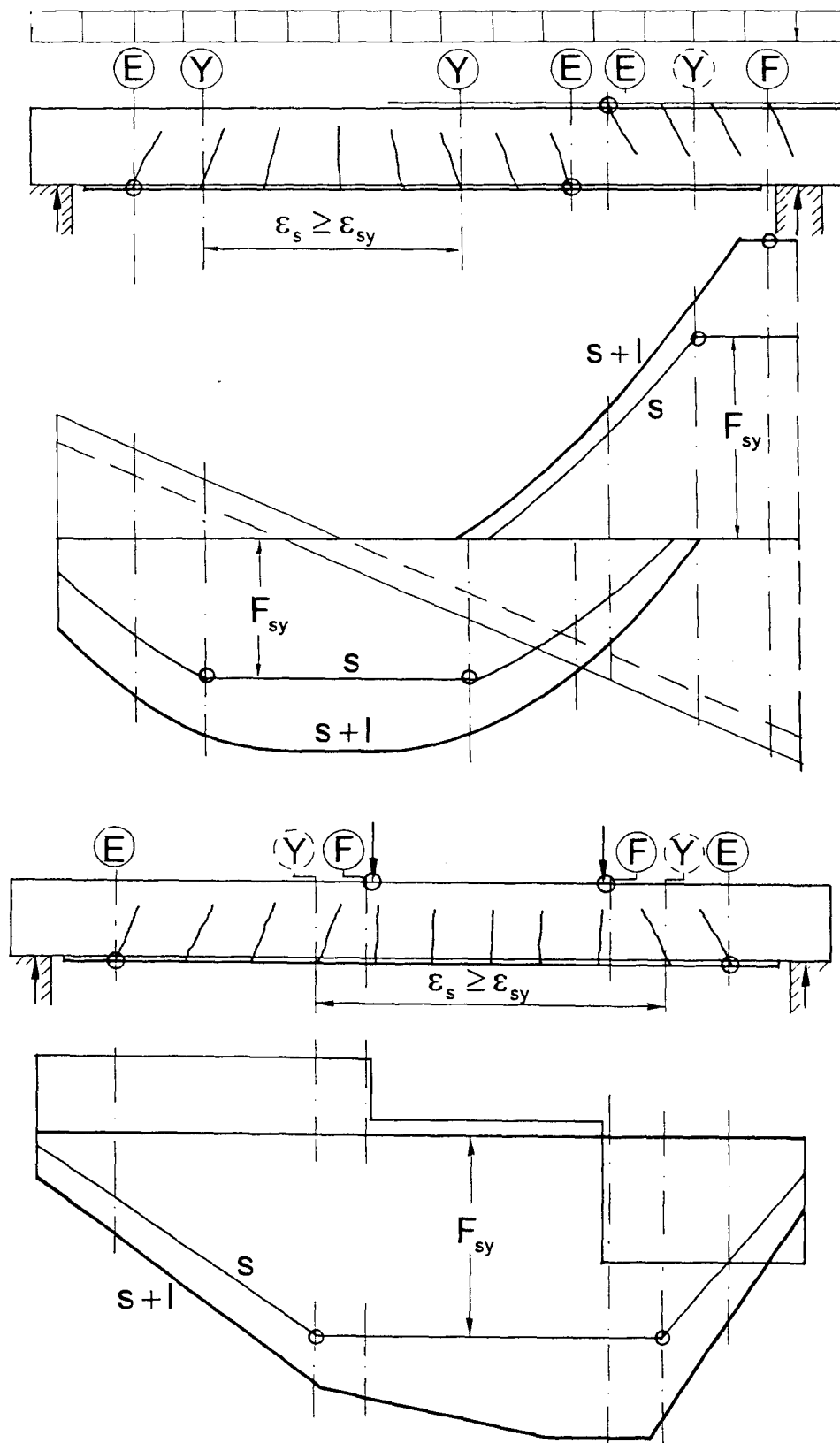


Bild 6.1: Stellen erhöhter Entkoppelungsgefährdung am Beispiel eines Durchlaufträger-Endfeldes unter Gleichstreckenlast und eines mit Einzellasten belasteten Einfeldträgers

Im Folgenden wird die Lokalisierung der gezielt auf Entkoppelung zu untersuchenden Stellen sowie das Vorgehen beim Nachweis behandelt.

6.2.2 Endverankerung der Lamelle (E)

Die Situation einer Lamellenendverankerung ist immer zwischen dem letzten Riß vor Lamellenende und diesem selbst gegeben. Dies trifft gleichermaßen auf den Lamellenendbereich an frei drehbaren Endauflagern, Innenauflagern, im Stützmomentenbereich, an Rahmenecken etc. zu. Bild 6.2 zeigt mögliche Situationen.

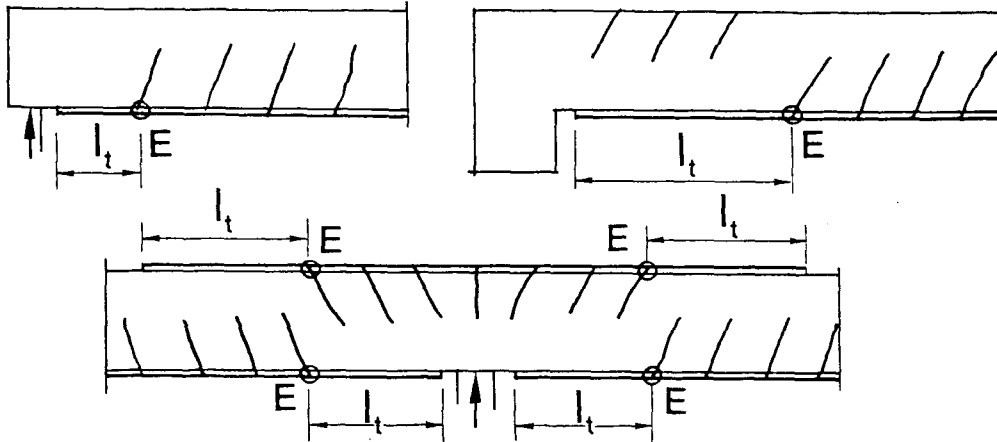


Bild 6.2: Situationen für Lamellenendverankerungen

Bei der Lamellenendverankerung muß eine am Punkt E anliegende Lamellenkraft F_{IE} über die ungerissene Verankerungslänge l_t vollständig über Klebverbund in den Beton eingeleitet werden. Die Verbundbruchkraft T_u kann für $l_t < l_{t,max}$ nach Gl. (4.21) ermittelt werden. Hierin sind $T_{u,max}$ nach Gl. (3.4) und $l_{t,max}$ nach Gl. (3.3) zu bestimmen. Für $l_t \geq l_{t,max}$ ist T_u gleich $T_{u,max}$. Der Nachweis ist für die ungünstigste Lage des letzten Risses vor Lamellenende zu führen.

6.2.3 Entkoppelungsnachweis an der Stelle des Übergangs von elastischer zu fließender Innenbewehrung (Y)

Es kann gezeigt werden, daß an ZRE, bei denen die Innenbewehrung bei A gerade die Streckgrenze erreicht, während sie bei B schon vorher fließt, eine erhöhte Entkoppelungsgefährdung vorliegt. Diese Beanspruchung des Gleichgewichtsverbundes steigt mit zunehmender Querkraft über die Bauteillänge. In Momentenbereichen gleichen Vorzeichens, in denen die Maxima von Moment und Querkraft nicht zusammentreffen, wird der Entkoppelungsnachweis für den Bereich $\epsilon_s \geq \epsilon_{sy}$ daher an dessen Rand, also bei $\epsilon_s = \epsilon_{sy}$ maßgebend. Beispiele hierfür sind die Stellen Y im Bereich positiver Momente des mit Gleichlast belasteten Balkens in Bild 6.1 Die mit gestrichelten Kreisen gekennzeichneten Stellen Y beider Systeme werden nicht entkoppelungsmaßgebend. Grund ist, daß im Momentenbereich gleichen Vorzeichens Einzelkräfte angreifen, bei denen sowohl gleichgroße oder größere Querkräfte als auch größere Momente, als bei den benachbarten Y-Stellen zusammentreffen. An diesen mit F bezeichneten Stellen werden die Bedingungen für Lamellenentkoppelung bei

einer niedrigeren Laststufe erfüllt. Für eine Y-Stelle gilt wegen $\varepsilon_s = \varepsilon_{sy}$ bei Annahme intakten Verbundes für die Schubspannung

$$\tau_{0Bv,(Y)} = \frac{F_{sy} \cdot K_1}{b_w \left(a_Q + \frac{z_m}{2 \tan \vartheta} \right)} \quad (6.1)$$

Für eine gegebene Laststufe und ein gegebenes Lastbild lassen sich nun die Y-Stellen lokalisieren. Hierzu müssen Moment und Querkraft als Funktion der Belastung ausgedrückt werden. Man erhält die Koordinate $x_{(Y)}$ der Stelle Y und das Verhältnis a_Q . Damit hat man den Punkt A des zu untersuchenden ZRE gefunden. Hier wird ein Riß angenommen. Punkt B liegt um den Rißabstand s_r in Richtung zunehmenden Momentes von A entfernt. Bild 6.2 zeigt diese Situation.

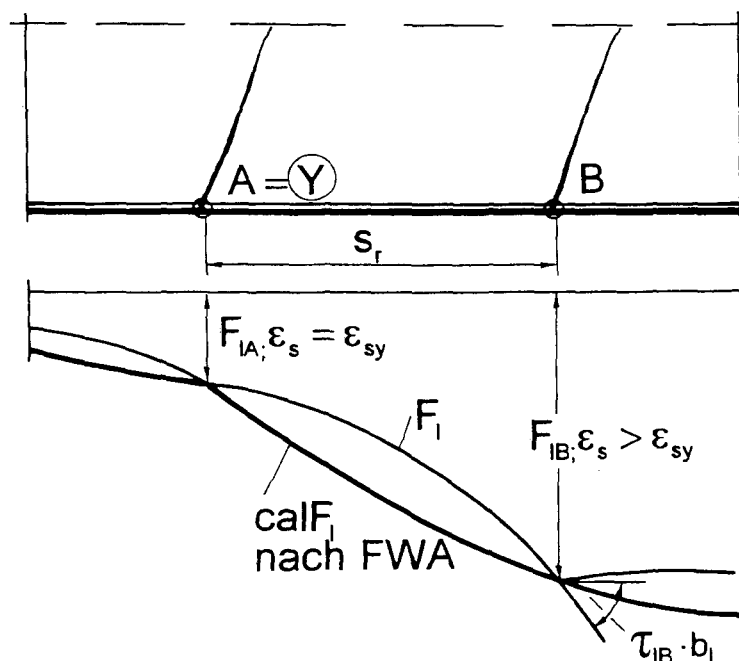


Bild 6.2: Nachweisstelle Y für $\varepsilon_s = \varepsilon_{sy}$

Das Maximum der Verbundbeanspruchung liegt bei B, von wo aus auch die Entkoppelung in Richtung A voranschreitet. Der Punkt B ist nun auf die in Kapitel 4 behandelten Entkoppelungsfälle zu untersuchen.

6.2.4 Entkoppelungsnachweis in der Umgebung von Einzelkräften (F)

Einzelkräfte bewirken immer Querkraftsprünge. In der Praxis sind bei Gleichlasten damit meist lokale Querkraftmaxima verbunden. Hier wird die Beanspruchung des Gleichgewichtsverbundes am größten. Im Falle eines Nulldurchschlages der Q-Linie infolge einer Einzellast wie z. B. im Stützbereich von Durchlaufträgern, liegt gleichzeitig ein Momentenmaximum vor. Der Entkoppelungsnachweis ist auf der Seite der betragsmäßig größeren Querkraft zu führen.

Da Lage der F-Stellen a priori bekannt ist, läßt sich die zum Entkoppelungsversagen gehörende Schubspannung $\tau_{0Be,u}$ explizit ermitteln. Der Entkoppelungsnachweis ist dann als Vergleich von $\tau_{0Be,u}$ mit der zur Nachweis-Laststufe gehörenden Schubspannung $\tau_{0B,u}$ zu führen. Der Punkt B des zu untersuchenden ZRE liegt hierbei um das Versatzmaß v von der Achse der Einzellast F entfernt auf der Seite der betragsmäßig größeren Querkraft. Hier ist ein Riß anzunehmen. Punkt A liegt um den Rißabstand s_r in Richtung abnehmenden Momentes von B entfernt. Bild 6.3 zeigt diese Situation.

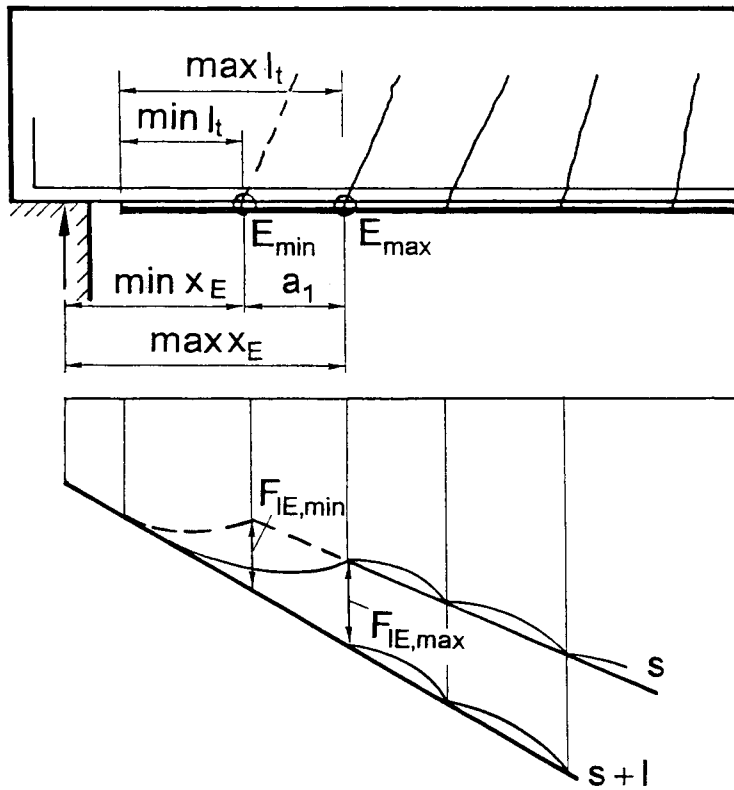


Bild 6.3: Maßgebendes Zwischenrißelement für den Entkoppelungsnachweis an einer Einzellast

Der Punkt B ist nun wieder auf die einzelnen Entkoppelungsfälle hin zu untersuchen. Die Einordnung in Fall 1.1 oder 1.2 bzw. 2.1 oder 2.2 wird wie unter 6.2.3 für die Y-Stellen beschrieben, vorgenommen.

6.3 Bauteilversuche

6.3.1 Vorbemerkungen

Im Folgenden werden eigene Versuche an mit CFK-Lamellen verstärkten Biegebauteilen mit dem in Kap. 4 und 6 hergeleiteten Instrumentarium auf Entkoppelung untersucht. Es handelt sich um vier Stahlbeton- und eine Spannbetonplatte sowie um zwei Stahlbeton-Plattenbalken. Die Entkoppelungsnachweise werden an den in Abschn. 6.2 identifizierten Stellen E und F mit den angegebenen Gleichungen und mittleren gemessenen Werkstoffwerten geführt. Bei den vorhandenen Lastbildern mit ausschließlich Einzellasten werden Y-

Stellen aus in Abschn. 6.2.3 genannten Gründen nicht maßgebend. Auf die ausführliche Darstellung der Rechnung wird verzichtet.

Das Ergebnis eines Entkoppelungs- bzw. Endverankerungsnachweises wird als Quotient ψ_F bzw. ψ_E der Schubspannungen am Nachweispoint bei von diesem ausgehenden rechnerischen Verbundversagen (cal) und bei im Versuch beobachteten Verbundversagen (exp) angegeben. Folgende Bezeichnungen gelten:

cal $\tau_{0E,u}$: Schubspannung bei E, die zum rechnerischen Erreichen der Verbundbruchkraft T_m bei E gehört

exp $\tau_{0E,u}$: Schubspannung bei E bei Verbundversagen der Lamelle im Versuch, unabhängig vom Ausgangsort des Verbundversagens

cal $\tau_{0Be,u}$: Schubspannung an der Stelle B eines betrachteten ZRE bei rechnerischen Beginn des instabilen Verbundversagens, ausgehend von diesem ZRE

exp $\tau_{0Be,u}$: Schubspannung an der Stelle B eines betrachteten ZRE bei Verbundversagen Lamelle im Versuch, unabhängig vom Ausgangsort des Verbundversagens

Allgemein wird ψ wie folgt geschrieben:

$$\psi_x = \frac{\text{cal } \tau_{0xe,u}}{\text{exp } \tau_{0x,u}} \quad (6.2)$$

Bei den Plattenversuchen trat der Verbundbruch stets plötzlich und großflächig ohne Vorankündigung durch sichtbare Verbundrisse ein. Der Ort, von dem das Verbundversagen ausging konnte also durch Augenschein nicht festgestellt werden. Bei mehreren hierfür in Frage kommenden Stellen am Bauteil ist eine gleichzeitige Überprüfung des Entkoppelungsmodells und eine Aussage über den Ursprungsort des Verbundversagens nicht möglich. Für den Quotienten ψ_x sind grundsätzlich folgende Interpretationen denkbar:

$\psi_x < 1$:

a) Voraussetzung: Das Verbundversagen geht von x aus.

Das Modell unterschätzt die Verbundtragfähigkeit bei x um $100 \cdot (1 - \psi_x)\%$, liegt also auf der sicheren Seite.

b) Voraussetzung: Das Verbundversagen geht von einer anderen Stelle aus.

Das Modell unterschätzt die Verbundtragfähigkeit bei x um **mindestens** $100 \cdot (1 - \psi_x)\%$, liegt für x also auf der sicheren Seite. Darüberhinaus ist über die Prognosequalität des Modells keine Aussage möglich.

$\psi_x > 1$:

a) Voraussetzung: Das Verbundversagen geht von x aus.

Das Modell überschätzt die Verbundtragfähigkeit bei x um $100 \cdot (\psi_x - 1)\%$, liegt also auf der unsicheren Seite.

b) Voraussetzung: Das Verbundversagen geht von einer anderen Stelle aus.

Es ist keine Aussage über die Prognosequalität des Modells für x möglich.

Da weder Ausgangsort des Verbundversagens noch Prognosequalität des Modells a priori bekannt sind, wird folgende Annahme getroffen, die bei der Interpretation der Ergebnisse eine Unbekannte eliminiert:

Die Situation an einer Stelle E , an der ein Endverankerungsnachweis geführt werden muß, kann mit einem Verbundkörper gut abgebildet werden. In beiden Fällen gilt $K_F = \infty$ (s. Bild 3.3). Das Entkoppelungsmodell ist für diesen Spezialfall an einer Vielzahl von Verbundversuchen kalibriert und seine Gültigkeit belegt (Kap. 3). An E -Stellen kann im Fall $\psi_E > 1$ deshalb angenommen werden, daß das Verbundversagen nicht von E ausging.

6.3.2 Plattenversuche

Bei den Plattenversuchen werden die Nachweise einmal unter Annahme einer rechnerischen Druckstrebenneigung von $\text{cal } \vartheta = 45^\circ$ und des rechnerischen Rißabstandes $\text{cal } s_r$ nach Kap. 5 geführt. Wegen der geringen Schubbeanspruchung ist eine Abweichung von der Fachwerkanalogie zu vermuten. Deshalb werden die Nachweise auch mit der rechnerischen Druckstrebenneigung von $\text{cal } \vartheta = 90^\circ$ geführt. Hierbei wird einmal mit $\text{cal } s_r$ sowie einmal mit dem an der Nachweisstelle gemessenen Rißabstand $\text{exp } s_r$ gerechnet.

Für die Endverankerung wurden bei allen Platten Quotienten ψ_E von deutlich über $\psi_E = 1$ erreicht, die gleichzeitig über den Werten ψ_F liegen. Weil die Gültigkeit des Modells bzgl. der Endverankerung bei E nachgewiesen ist, folgt daraus, daß die Stelle F in allen Fällen entkoppelungsmaßgebend wurde. Daß die Werte ψ_F für den Entkoppelungsnachweis bei F gleichzeitig nahe an $\psi_F = 1,0$ liegen, deutet auf eine gute Prognosequalität des Modells auch für Einzellast-Eintragungsstellen F hin. In Bild 6.4 sind die Quotienten ψ_E und ψ_F für Endverankerungs- und Entkoppelungsnachweise der Plattenversuche dargestellt.

Man erkennt, daß bei Platten die Entkoppelung bei Annahme von $\vartheta = 90^\circ$ zutreffender vorausgesagt wird, als nach Fachwerkanalogie mit $\vartheta = 45^\circ$. Die Berücksichtigung eines Versatzmaßes in der Praxis bietet also eine Sicherheitsreserve. Erwartungsgemäß ist die Vorhersagegenauigkeit bei Verwendung des gemessenen Rißabstandes $\text{exp } s_r$ bei F besser als mit dem berechneten $\text{cal } s_r$.

Bei allen Stahlbetonplatten liefert das Modell auf der sicheren Seite liegende Werte für die Entkoppelungslaststufe bei F , d. h., $\psi_F < 1,0$. Die Werte für die Spannbetonplatte $P5$ liegen geringfügig über $\psi_F = 1,0$. Ein Grund hierfür könnte darin liegen, daß die zum Versuchszeitpunkt vorhandene Vorspannkraft F_{z0} durch die nachträgliche Messung an zwei freigelegten Spanndrähten nicht genau erfaßt, und etwas zu hoch angesetzt wurde.

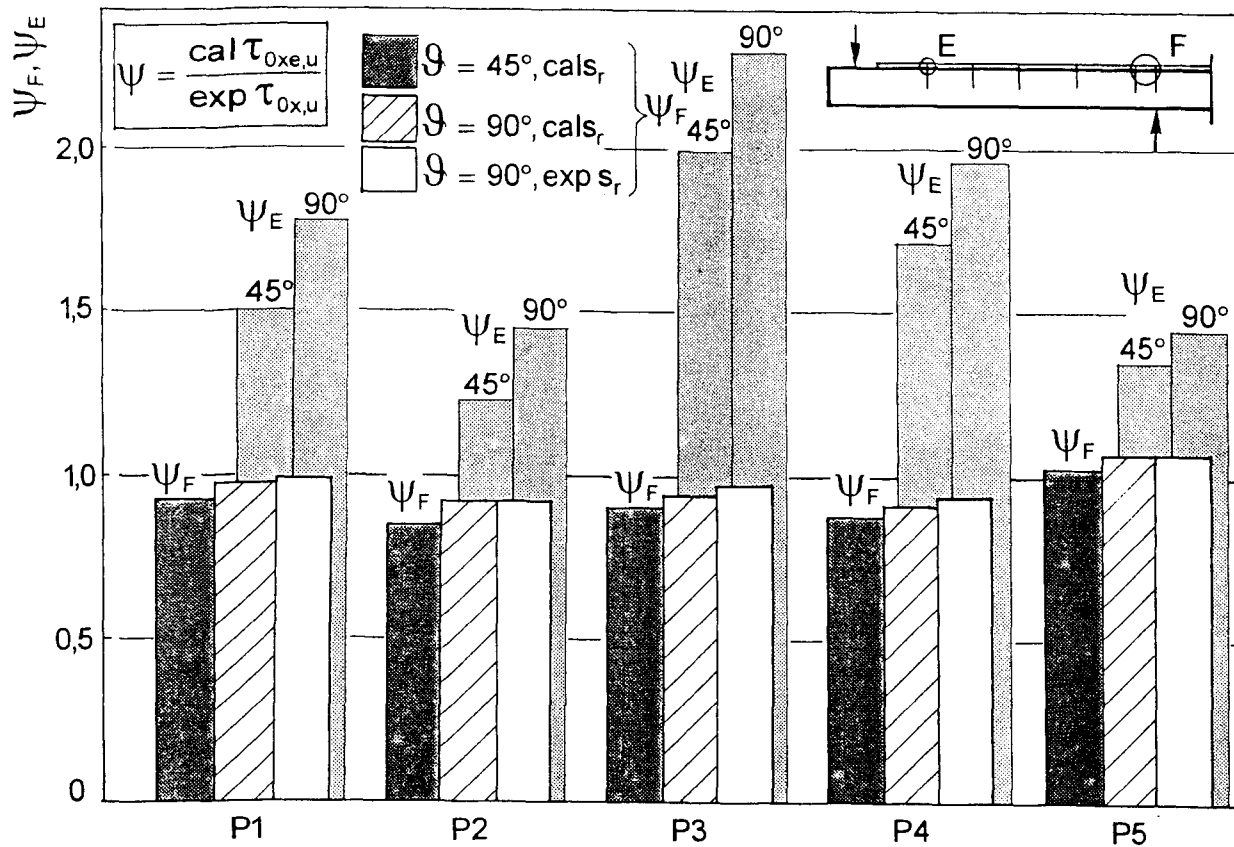


Bild 6.4: Quotienten ψ_E und ψ_F für Endverankerungs und Entkoppelungsnachweise der Plattenversuche

6.3.3 Balkenversuche

Die Balkenversuche nehmen hinsichtlich der Lamellenentkoppelung insofern eine Sonderstellung ein, als daß letztere durch Umschließung mit Stahllaschenbügeln behindert- bzw. durch aktive Anpressung bereichsweise verhindert wurde. Dies ermöglichte eine teilweise Beobachtung des Entkoppelungsfortschrittes. Insbesondere muß jedoch bei dem mit Laschenbügeln umschlossenen Balken B1 die Tatsache einer quasi-kontinuierlichen, aber nicht definierten Entkoppelungsbehinderung bei der Interpretation der Ergebnisse berücksichtigt werden.

Visuelle Beobachtungen der Entkoppelung zeigten eine gute Übereinstimmung von Theorie und Versuch. Darüberhinaus wurde anhand von Balken B1 die stark entkoppelungsbehindernde Wirkung von Stahllaschenbügeln belegt, die in diesem Fall eine um ca. 73% über der rechnerischen liegende Entkoppelungs-Laststufe ermöglichte. Eine genauere Untersuchung der günstigen Wirkung von durch Laschenbügel passiv ausgeübtem Anpreßdruck wurde nicht durchgeführt, wird jedoch für die weitere Forschung empfohlen. Die Berücksichtigung dieser Wirkung dürfte eine wesentlich bessere Ausnutzung des Lamellenmaterials erlauben.

Die die in Kap. 4 getroffene Aussage, daß Entkoppelungsfall 1.2 dominiert, wird dadurch unterstützt, daß bei allen Platten- und Balkenversuchen Versuchen rechnerisch dieser EKF auftrat.

7 EINFLUSS DER BRUCHART ZWISCHENFASERBRUCH

7.1 Vorbemerkungen

Es wurde beobachtet, daß in Verbindung mit Beton B25 der Verbundbruch fast ausschließlich als von oberflächennaher Betonbruch, in Verbindung mit B 55 jedoch vorwiegend als Kombination von oberflächennahem Betonbruch und Zwischenfaserbruch auftrat. Letzterer ist spezifisch für Faserverbundwerkstoffe und stellt eine für die Verstärkungsmethode des Lamellenklebens neue Bruchart dar. Da das bestehende Verbundmodell jedoch Betonbruch voraussetzt, ist es erforderlich, den Zwischenfaserbruch zu erforschen. Zu klären ist, ob evtl. die Oberflächenzugfestigkeit des Betons nicht ausgenutzt werden kann, wenn ein auf niedrigerem Lastniveau als der Betonbruch auftretender Zwischenfaserbruch die aufnehmbare Verbundkraft bestimmt. Da die Zugfestigkeit von CFK-Lamellen normal zur Faserrichtung die des Betons um das mindestens Zehnfache übertrifft und dennoch Zwischenfaserbruch eintritt, wird sich dieser einer Beschreibung mit einem Festigkeitskriterium entziehen. Bruchmechanische Untersuchungen werden notwendig. Bild 3 zeigt beide Brucharten.

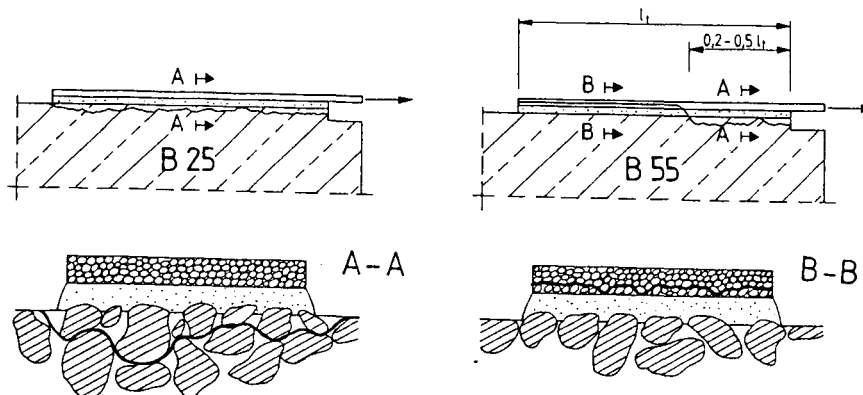


Bild 7.1: Unterschiedliche Verbundbrucharten an Versuchen mit B 25 und B 55

B 25: oberflächennaher Betonzugbruch (OBB)

B 55: OBB und Zwischenfaserbruch

7.2 Modell des Zwischenfaserbruches

Der Verbundbruch im Beton und Lamelle ist ein Mischmodusbruch, bestehend aus einem Rißöffnungs- (Modus I) und einem Rißgleitungsanteil (Modus II). Ersterer wird durch die aus der gegenseitigen Verschiebung der rauen Verbundrißufer im Beton resultierenden Verschiebungskomponente quer zum Verbundriß erzeugt. Der Modus II -Anteil ergibt sich aus der Verbundrißgleitung infolge der Belastungsrichtung der Lamelle. Bild 7.2 zeigt die Situati-

on in der Umgebung der Verbundrißspitze bei deren Übergang in die Lamelle, wie sie an einem Verbundkörper oder einem verstärkten Biegebauteil auftreten kann.

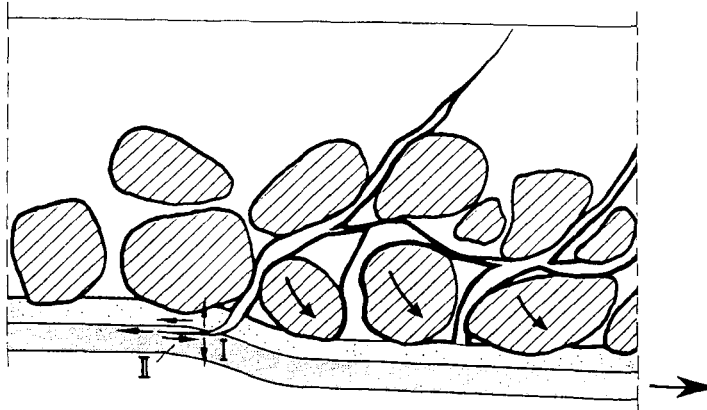


Bild 7.2: Übergang des Verbundrisses vom Beton in die Lamelle

Zwischenfaserbruch tritt ein, wenn der Rißfortschritt in der Lamelle energetisch günstiger wird, als im Beton. Für unidirektionale, anisotrope FVW ist die Energiefreisetzungsrate G als echter physikalischer und meßbarer Bruchparameter maßgebend [21]. Die kritische Energiefreisetzungsrate G_c der Lamelle, auch Bruchenergie muß also mit derjenigen, die den Verbundriß im Beton vorantreibt verglichen werden. Das Verhältnis beider Bruchmodi ist zu berücksichtigen. Aus bruchmechanischen Versuchen an sog. Compact-Tension -Proben wurde ein lineares Kriterium für den Mischmodus-Zwischenfaserbruch an CFK-Lamellen abgeleitet [22]:

$$\frac{G_I}{G_{IC}} + \frac{G_{II}}{G_{IIC}} = 1 \quad (7.1)$$

Für reinen Modus I- bzw. Modus II betragen die Mittelwerte der kritischen Energiefreisetzungsraten

$$G_{IC} = 168 \text{ J/m}^2 \quad \text{und} \quad G_{IIC} = 770 \text{ J/m}^2.$$

Das Verhältnis der Bruchmodi an der Spitze des Beton-Verbundrisses wird aus den Lamellenverschiebungen in Längsrichtung s_x und aus der Lamellenebene heraus v_z nach [19,20] sowie nach der Beziehung zwischen Energiefreisetzungsrate G und Spannungsintensitätsfaktor K nach Irwin [23] ermittelt.

$$\frac{K_{II}}{K_I} = \sqrt{\frac{G_{II}}{G_I}} = \frac{s_x}{v_z} \quad (7.2)$$

Mit der ESPI-Technik (Electronic Speckle Pattern Interferometry), einer Laser-Ganzfeldmeßtechnik konnten beide Verformungskomponenten simultan gemessen werden. Es ergibt sich mit G_I (7.2) ein mittleres Modus II/I-Bruchenergieverhältnis von

$$G_{II}/G_I = 14.$$

Mit Gl. (7.1) läßt sich nun die gesamte Bruchenergie G_C für Zwischenfaserbruch ermitteln.

$$G_C = G_I + G_{II} = 41 + 580 = 621 \text{ J/m}^2$$

Mit dem in [28] vorgestellten Ansatz wurden die Bruchenergien von B 25 zu $G_{F,B25} = 575 \text{ J/m}^2$ und von B 55 zu $G_{F,B55} = 971 \text{ J/m}^2$ ermittelt. Damit ist für B 25 der weitere Fortschritt des Verbundrisses im Beton energetisch günstiger als in der Lamelle. Zwischenfaserbruch tritt also nicht ein, was auch durch die Verbundversuche bestätigt wird. Dagegen ist die gesamte Bruchenergie für B 55 mit $G_{F,B55} = 971 \text{ J/m}^2$ größer als die der Lamelle. Es besteht also eine hohe Wahrscheinlichkeit, daß der Verbundriß an irgendeiner Stelle den energetisch günstigeren Weg in die Lamelle hinein wählt. Dies wurde durch die Verbundversuche an B 55 bestätigt, bei denen Zwischenfaserbruch an 85% aller Verbundbrüche auftrat.

Das Modell bedarf noch der weiteren Verifizierung und Verfeinerung. Um vorerst jedoch bei der Bemessung dem Phänomen des Zwischenfaserbruches Rechnung zu tragen, wird vorgeschlagen, die für den Verankerungsnachweis ausnutzbare Oberflächenzugfestigkeit des Betons auf $\text{cal } f_{ctm} = 3,0 \text{ N/mm}^2$ zu begrenzen. Hiermit soll sichergestellt werden, daß das Versagen der Lamellenendverankerung bei höheren Oberflächenzugfestigkeiten nicht durch Zwischenfaserbruch bestimmt wird.

8 EINFLUSS DER RISSUFERVERSCHIEBUNGEN VON SCHRÄGRISSEN AUF DIE LAMELLENENTKOPPELUNG

Das Auftreten eines vertikalen Schubrißversatzes wurde in der Literatur mehrfach als Ursache für eine Schälbeanspruchung und folglich für das Entkoppeln der Lamelle genannt. Der Mechanismus erscheint allgemein als unmittelbar plausibel, weshalb diese Annahme nicht selten als Faktum dargestellt wird, ohne daß jedoch hierfür ein Beleg angeführt werden kann. In bislang nur zwei Arbeiten wurden zu dieser Frage detailliertere Betrachtungen angestellt [13,17]. In beiden Arbeiten wurden aber weder gemessene oder theoretisch ermittelte Größen für den Schubrißversatz angegeben noch konnte dessen Ursächlichkeit für das beobachtete Entkoppelungsverhalten belegt werden.

Zur Quantifizierung des vertikalen Schubrißversatzes wurde ein Modell zur Ermittlung der Rißuferverschiebungen v und w auf Basis eines Fachwerkmodells mit Schubrißreibung nach [24] entwickelt. Mit ihm kann der mögliche Größenbereich der Rißuferverschiebungen am Zugrand eingegrenzt werden. Mit der Annahme einer gleichmäßigen Verteilung der Stegverformungen auf alle Verzweigungsrisse erhält man einen unteren Grenzwert der Rißuferverschiebungen. Berücksichtigt man nur die Hauptrisse ergibt sich ein oberer Grenzwert. Messungen an einem Versuchsbalken lagen am unteren Grenzwert. Bild 8.1 zeigt den Schubbereich eines Stahlbetonträgers mit den Rißuferverschiebungen v und w sowie die Stegverformungen.

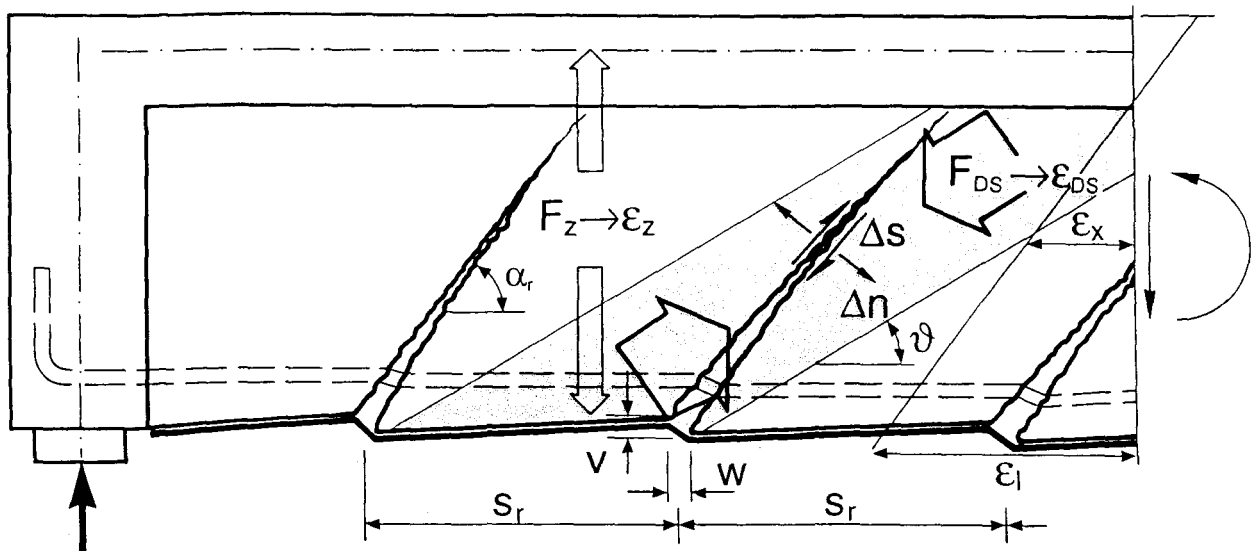


Bild 8.1: Rißuferverschiebungen und Stegverformungen im Schubbereich eines Stahlbetonträgers

Gezielte Versuche zum Einfluß der Rißuferverschiebungen auf den lokalen Lamellenverbund, in denen andere Einflüsse ausgeschlossen werden, fehlen. Deshalb wird ein theoretischer, bruchmechanischer Ansatz verfolgt. Hierin wird der Einfluß des vertikalen Schubrißversatzes v nur dem Modus I - Anteil der gesamten Mischmodus-Verbundbruchenergie zugewiesen.

Die Beanspruchung des Lamellenverbundes am Rißufer eines Biegebauteils im Bereich $Q = 0$ entspricht derjenigen am belasteten Ende der Verbundlänge eines Zug-Druck-Verbundkörpers. Die Lamellenzugkraft wirkt planmäßig parallel zur Klebefuge. Durch die Rißreibung wird eine Ablenkung um v_f (friction) erzeugt. Sie trägt den Modus I - Anteil zum Verbundrißfortschritt bei. Die Rißöffnung w erzeugt eine Relativverschiebung der Lamelle in Längsrichtung der Größe $s_l = w / 2$ am Rißufer. Sie liefert den Modus II - Anteil am Verbundrißfortschritt.

An einem Schrägriß im Bereich $Q \neq 0$ eines Biegebauteils tritt außerdem ein vertikaler Versatz v_B (aus Balkenwirkung) auf. Dieser wirkt auf die Verbundzone am Rißufer als von außen aufgebrachte Zwangsverformung in gleicher Richtung wie v_f (Bild 8.2).

Die normal zur Klebefuge gerichtete Komponente σ_n der Umlenkspannungen leistet entlang der ebenso gerichteten Rißreibungs - Verschiebung v_f Arbeit. Sie stellt den Modus I - Anteil $G_{I,f}$ der Verbundbruchenergie G_F dar und ist eine Widerstandsgröße für den Verbund. Die Freisetzung von $G_{I,f}$ erfordert also zusätzliche Lamellenzugkraft.

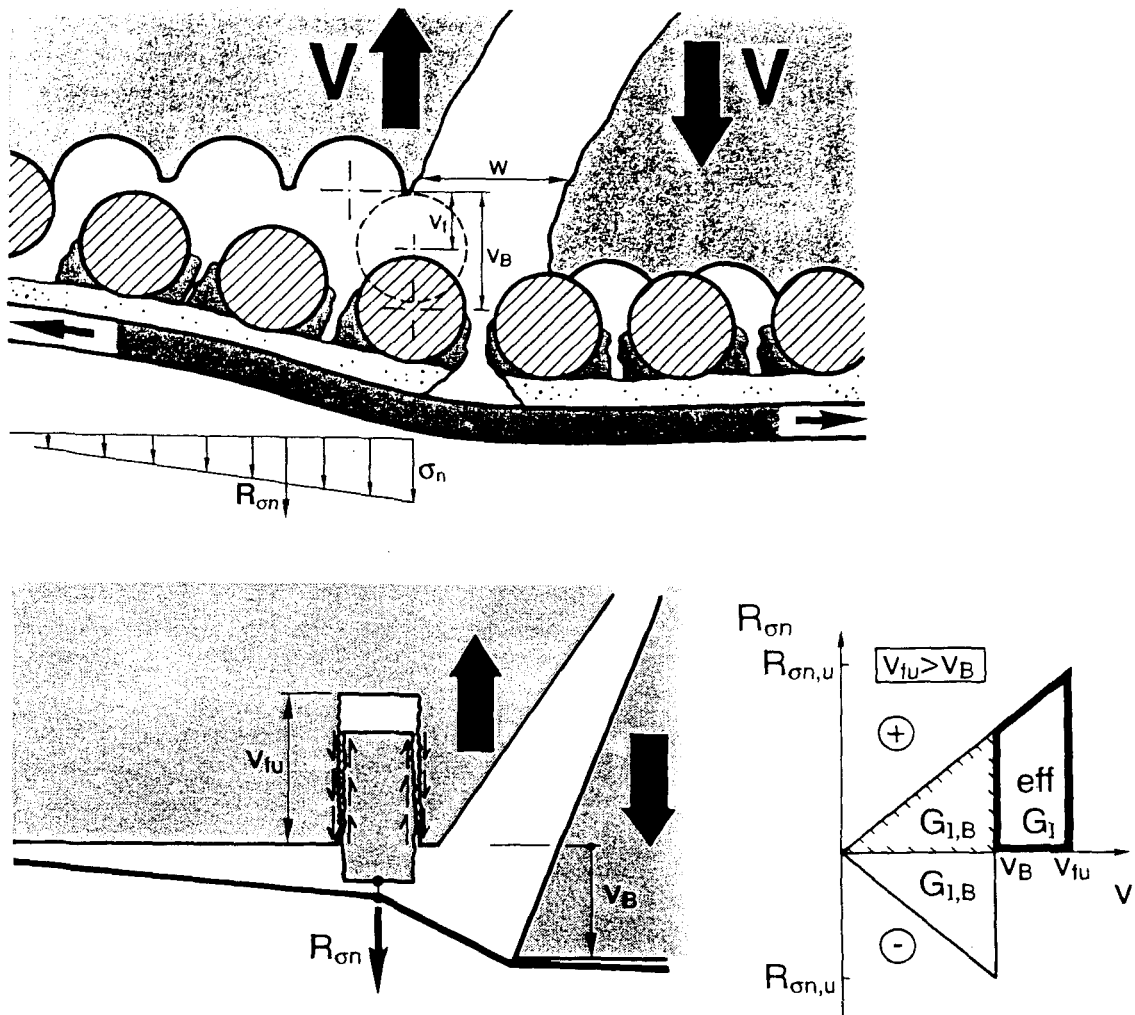


Bild 8.2: Lamellenverschiebungen an einem Schrägriß im Bereich $Q \neq 0$ und mechanisches Modell für die effektive Modus I - Bruchenergie

Der Schrägrißversatz v_B nun mindert diesen Modus I-Anteil am Verbundwiderstand, den die Lamellenzugkraft zur Entkoppelung überwinden muß. Die Arbeit, die die Spannungen σ_n entlang des Weges v_B leisten ist als Verbundwiderstand also negativ. Von der Größe des Schrägrißversatzes v_B im Vergleich zu v_{fu} hängt es nun ab, ob der Modus I - Anteil am Verbundwiderstand $G_{I,f}$ teilweise oder vollständig neutralisiert wird. Hierbei ist v_{fu} diejenige Riß-reibungs-Verschiebung, die zum vollständigen lokalen Verbundbruch, d. h. bei Freisetzung von G_F an einem Verbundelement ohne Zusatzverschiebung v_B auftritt. Im Bild 8.2 unten ist dieser Sachverhalt als einfaches mechanisches Modell für den Fall $v_{fu} > v_B$ dargestellt. Solange die Differenz positiv, d. h. $v_{fu} > v_B$ ist, ist die effektive Modus- I - Bruchenergie $eff G_I$ größer als Null. Die für den Modus I - Anteil am Verbundwiderstand wirksame Verschiebung $eff v$ beträgt demnach

$$\text{eff } v = 0,5 \cdot \left(v_{fu} - \frac{v_b^2}{v_{fu}} \right). \quad (8.1)$$

Im Fall $v_{fu} \leq v_B$ wird der Modus I- Anteil des Verbundwiderstandes durch den Schrägrißversatz v_B vollständig neutralisiert, d. h. eff $G_I = 0$. Über den Betrag von $G_{I,B} = -G_{I,f}$ hinaus ist auch keine negative Modus I - Energie möglich.

Eine Abschätzung der Größenordnung von v_{fu} kann mit den in Kap. 7 beschriebenen ESPI-Messungen an Verbundkörpern vorgenommen werden. An einem Verbundkörper wurde eine out-of-plane Verschiebung beim Bruch von $v_{fu} = 0,06$ mm am belasteten Ende der Verbundlänge und von $v_{fu} = 0,2$ mm in 5 cm Entfernung von diesem gemessen. Für den Schrägrißversatz v_B bei Entkoppelung am Balkenversuch wurden untere Werte von

inf $v_B \approx 0,15$ mm

gemessen. Dieser Wert repräsentiert die gemessenen sowie die mit dem Verzweigungsrißabstand $s_r = 75$ bzw. 60 mm errechneten Werte ausreichend genau. Der obere Grenzwert wird durch die mit dem Hauptrißabstand $s_r = 165$ bzw. 150 mm errechneten Werte bestimmt. Er kann zu

sup $v_B \approx 0,37$ mm

abgeschätzt werden.

Trotz der geringen Anzahl der Messungen und einer Reihe möglicher Unschärfen im Schrägrißversatz- und Bruchmechanikmodell scheint der Schluß gerechtfertigt, daß auch der untere Grenzwert des Schrägrißversatzes den Wert v_{fu} meist erreicht. Da die Größe des Schrägrißversatzes auch von der absoluten Bauhöhe des Bauteils abhängt, gilt diese Aussage für Bauteile von mindestens der Bauhöhe des Versuchsbalkens ($d = 45$ cm).

Für eine konservative Betrachtung wird nun der Fall $v_{fu} \leq v_B$ angenommen. Die gesamte, aus Verbundversuchen gewonnene Bruchenergie G_F muß also um den Modus I - Anteil vermindert werden, um den Modus II - Anteil und damit die im Balken wirksame Bruchenergie $G_{F,B}$ zu erhalten. Bild 8.3 zeigt dies qualitativ.

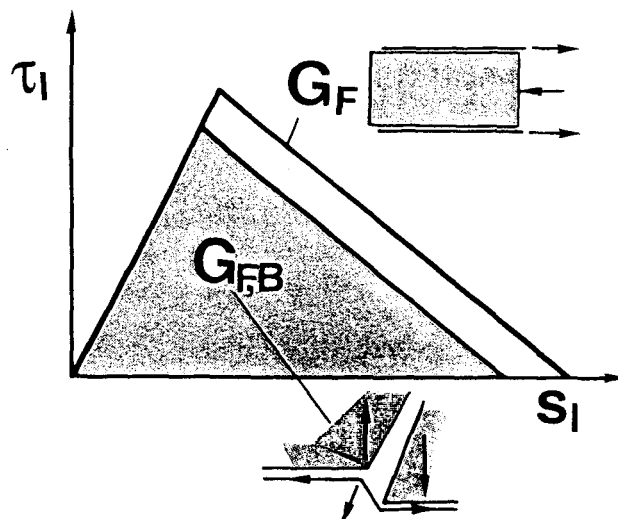


Bild 8.3: Reduzierung der aus Verbundversuchen gewonnenen Bruchenergie G_F auf die am Schrägriß eines Balkens wirksame Bruchenergie $G_{F,B}$

In Kap. 7 wurde das Verhältnis der Bruchenergien der Modi I und II beim Verbundrißfortschritt zu

$$G_{II}/G_I = 14$$

ermittelt. Damit ergibt sich der Modus II - Anteil, der an einem Schrägriß eines Balkens als wirksamer Verbundwiderstand zur Verfügung steht, im ungünstigsten Falle zu

$$\inf G_{F,B} = 0,93 \cdot G_F. \quad (8.2)$$

Die die Entkoppelung bestimmende Verbundbruchkraft $T_{\max,B}$ an einem Balken mit $Q \neq 0$ beträgt demnach wegen $T_{\max} \cong \sqrt{G_F}$

$$\inf T_{\max,B} = 0,96 \cdot T_{\max}. \quad (8.3)$$

Es ergibt sich im ungünstigsten Fall also eine Reduktion der Verbundtragfähigkeit am Schubriß eines Balkens um maximal 4%.

Ferner ist zu vermuten, daß Schubrißversätze der errechneten Größenordnung von $v_B < 0,4$ mm in einiger Entfernung der Verbundrißspitze vom Schubriß kaum noch Einfluß ausüben. Die durch so kleine v_B verursachten Lamellenumlenkungen werden unbedeutend. Bei für stabilen Entkoppelungsfortschritt ausreichendem Rißabstand dürfte sich die Reduktion der Bruchenergie am Riß auf die Gesamtentkoppelung daher kaum auswirken. Bedingung ist, daß die Schubrißverformungen im sanierten Bauteil durch eine ausreichend dimensionierte Schubbewehrung begrenzt werden.

Die Betrachtungen dieses Kapitels, insbesondere der beschriebene bruchenergetische Ansatz beruhen auf einer geringen Datenbasis und haben z. T. hypothetischen Charakter. Sie stellen einen Versuch dar, sich trotz der großen Komplexität der beteiligten spröbruchmechanischen Vorgänge und dem bislang vergleichsweise geringen Wissen darüber, der behandelten Fragestellung zu nähern.

9 ZUSAMMENFASSUNG UND AUSBLICK

Materialspezifische Besonderheiten von anisotropen, ideal elastischen CFK-Lamellen gegenüber Stahllaschen bedingen Unterschiede im Verhalten von mit Klebebewehrung verstärkten Bauteilen. Das Hauptmerkmal des Lamellenverbundes ist seine vergleichsweise große Sprödigkeit. Die Sicherung des Verbundes bei CFK-Lamellen ist in den derzeit geltenden Bemessungsregeln, die i. w. auf denen für Stahllaschen basieren nur unzureichend abgedeckt. Die vorliegende Arbeit hat zum Ziel, ein konsistentes Verbundmodell für Verstärkungen mit geklebten CFK-Lamellen zu entwickeln.

Es existiert ein breites Wissen über Verbundgesetze, und verankerbare Verbundkräfte für reine Verbundversuche. Dies genügt zur Modellierung der Zone zwischen Lamellenende und

erstem Riß. Der Wissensstand über die Entkoppelungsmechanismen in einem realen Stahlbetonbauteil mit den komplexen Interaktionen zwischen den Bewehrungskräften bei Stahlfließen und stabilem Verbundrißfortschritt bis hin zur instabilen Lamellenentkoppelung ist wesentlich geringer.

Im Kapitel 3 werden die Grundbeziehungen des Lamellenverbundes am allgemeinen Zwischenrißelement (ZRE) abgeleitet. Der Parameter K_F ist ein Maß für die Beanspruchung des Gleichgewichtsverbundes im Verhältnis zu der des Verträglichkeitsverbundes. Er liegt zwischen $K_F = 0$ im Bereich $M = \text{const.}$ und $K_F = \infty$ für die Endverankerung zwischen Lamellende und erstem Riß. Der Zug-Druck-Verbundkörper kann als Spezialfall des allgemeinen Zwischenrißelementes mit $K_F = \infty$ beschrieben werden.

Das von Holzenkämpfer [2] für Stahllaschen entwickelte Verbundgesetz wurde mit Hilfe von 64 Verbundversuchen für CFK-Lamellen kalibriert und zu einem linearen Ansatz vereinfacht. Es konnte gezeigt werden, daß die Form des Verbundansatzes den Verbundwiderstand kaum beeinflußt. Entscheidend ist die Verbundbruchenergie G_F .

Die DGL des verschieblichen Verbundes wurde an die Randbedingungen des allgemeinen ZRE angepaßt. Es stellte sich heraus, daß bei ausreichendem Rißabstand ein stabiler Verbundrißfortschritt bei noch steigender Lamellenkraft möglich ist. Instabile Entkoppelung tritt ein, wenn die intakte Restverbundlänge ein kritisches Maß unterschreitet. Die Lamellenkräfte am Riß sowie der Rißabstand wurden als bekannt vorausgesetzt.

In Kapitel 4 wird die Interaktion zwischen Innen- und Lamellenbewehrung an einem ZRE untersucht. Es werden die möglichen Fälle des Entkoppelungsverlaufs und der damit verbundenen Kraftaufteilung herausgearbeitet. Für alle Entkoppelungsfälle werden Bestimmungsgleichungen mit normierten Größen zur Ermittlung der zur Entkoppelung führenden Laststufe angegeben. Schließlich werden einige einfache Kriterien formuliert, mit denen sich der Großteil der praxisüblichen Bauteile ohne Rechenaufwand sofort dem dominierenden Entkoppelungsfall zuordnen läßt. Bis hierher wurde ein allgemeines ZRE isoliert betrachtet. Das für das Gesamtbauteil maßgebende ZRE muß noch gefunden werden.

In Kapitel 5 wird ein einfaches Verfahren zur Ermittlung des Rißabstandes entwickelt, der eine wichtige Steuergröße für den Entkoppelungsprozeß ist.

In Kapitel 6 werden die als entkoppelungsmaßgebend in Frage kommenden Stellen am Bauteil charakterisiert. Der Vergleich von Theorie und Ergebnis der Bauteilversuche zeigt eine gute Übereinstimmung.

Bei höherfesten Betonen wurde Zwischenfaserbruch (ZFB), meist in Verbindung mit oberflächennahem Betonbruch beobachtet. Bestehende Verbundmodelle setzen letzteren voraus, decken also ZFB nicht ab. Die Verbundbruchkraft scheint jedoch auch bei Auftreten von ZFB mit dem vorgestellten Modell gut vorhersagbar zu sein (s. Kap. 3). In Kapitel 7 wurde ein bruchmechanischer Modellansatz zur Beschreibung des ZFB vorgestellt. Dieser scheint die Versuchsergebnisse, nach denen ZFB vor allem bei höheren Betonfestigkeiten eintritt, zu

bestätigen. Gleichwohl reichen Meßdaten und Theorie noch nicht aus, um endgültige Aussagen zu treffen. Um vorerst dem Phänomen des ZFB Rechnung zu tragen, wird vorgeschlagen, die für den Entkoppelungsnachweis ausnutzbare Oberflächenzugfestigkeit des Betons auf $\text{cal } f_{\text{ctm}} = 3,0 \text{ N/mm}^2$ zu begrenzen.

Gelegentlich wird ein vertikaler Versatz von Schubrißufern am Zugrand des Bauteils als ursächlich für die Lamellenentkoppelung angeführt. Jedoch existiert hierfür bislang kein Rechenmodell. In Kapitel 8 wird ein Modellansatz nach [24,25] entwickelt, mit dem die Rißufernverschiebungen näherungsweise ermittelt werden können. Eine bruchenergetische Betrachtung ergab eine Reduktion der Verbundtragfähigkeit am Schubriß um maximal 4%. Die Versuchsnachrechnungen im Kap. 6 zeigen, daß die erhöhte Entkoppelungsgefährdung im Schubbereich allein über das vorgestellte Entkoppelungsmodell sicher abgedeckt wird. Daher scheint trotz möglicher Modellunschärfen die Folgerung zulässig, daß der Einfluß vertikaler Schubrißversätze auf die Lamellenentkoppelung bei Bauteilen üblicher Höhe kaum von Bedeutung ist.

Zusammenfassend kann gefolgert werden, daß das in dieser Arbeit vorgestellte Modell grundsätzlich in der Lage ist, die Entkoppelungsvorgänge an mit CFK-Lamellen verstärkten Biegebauteilen wirklichkeitsnah zu beschreiben.

Gleichwohl sind noch nicht alle Fragen gelöst. Die Theorie zum bruchmechanischen Modell für Zwischenfaserbruch bzw. Schubrißversatz ist ein erster Ansatz, der weiter überprüft werden sollte. Dies könnte sich evtl. mit Unterstützung durch eine FEM-Modellierung geschehen. Deutlich mehr ESPI-Verformungsmessungen, wären nötig, um abgesicherte Aussagen zum Bruchmodusverhältnis in der Verbundrißspitze treffen zu können.

Bislang wurden nur Bauteile mit besonders entkoppelungsfördernden Einzellastbildern geprüft. In der Praxis sind dagegen meist bzgl. Entkoppelung günstigere Gleichlastbilder anzutreffen. Die vorgestellte Theorie deckt diese Fälle zwar ab, Versuche mit Gleichlast oder Quasi-Gleichlast zur Überprüfung zur Verifizierung wären jedoch wünschenswert.

Ein Modell zur Quantifizierung der entkoppelungsbehindernden Wirkung von Stahllaschenbügeln wäre ebenfalls sehr hilfreich. Das rel. teure CFK-Material könnte sehr wahrscheinlich höher ausgenutzt werden, als ohne Berücksichtigung dieser Wirkung.

Weitere lohnende Forschungsfelder können mechanische Verankerungen und externe Schubbewehrung aus CFK sein. Wichtig ist es ferner, die Auswirkung verschiedener Umweltbedingungen, insbesondere von Feuchtigkeit im Kleberbereich auf den Verbund zu untersuchen.

10 WIRTSCHAFTLICHE VERWERTBARKEIT

Der Antragsteller hat als Mitglied des Sachverständigenausschusses „Klebertechnik“ des Deutschen Instituts für Bautechnik federführend an der Formulierung der derzeit geltenden

bauaufsichtlichen Zulassungen für CFK-Lamellen und der zugehörigen Bemessungsrichtlinien mitgewirkt. Die Weiterentwicklung der Letzteren wird durch die Ergebnisse dieses Forschungsvorhabens ermöglicht. In erster Linie wird damit eine wirklichkeitsnähere, differenziertere Bemessung bzw. Nachweisführung erreicht werden, die auch zu einer Erweiterung des Anwendungsfeldes dieser Verstärkungstechnik führen kann.

11 AN DEN ERGEBNISSEN DES FORSCHUNGSVORHABENS BETEILIGTE

Zur Erarbeitung der Ergebnisse des Forschungsvorhabens haben folgende Personen bzw. Institutionen beigetragen:

Techniker: G. Ege; R. Epperlein; H. Klinkert; B. Kraska; K. - H. Sprenger (alle iBMB)

wissenschaftliche Mitarbeiter: K. Hariri; U. Neubauer (beide iBMB)

wissenschaftliche Hilfskräfte: A. Niehoff, G. Othmer, S. Pape, A. Holst, J. Witrahm

Kooperationspartner: Prof. R. Rikards (Technische Universität Riga); Prof. V. Tamuzs (Institut für Polymermechanik Riga)

12 QUALIFIKATION DES WISSENSCHAFTLICHEN NACHWUCHSES

Folgende Arbeiten sind im Rahmen des Forschungsvorhabens entstanden. Es werden auch Diplom- und Studienarbeiten aufgeführt, die die Fragestellung des Projekts nur mittelbar berühren, jedoch durch das Projekt angeregt wurden.

Dissertationen:

1. **Neubauer, U.:** Verbundtragverhalten geklebter Lamellen aus Kohlenstoffaser-Verbundwerkstoff zur Verstärkung von Betonbauteilen, TU Braunschweig, eingereicht am 14. 06. 2000

Diplomarbeiten:

1. **Behrens S.:** Faserverbundwerkstoffe zur Erhöhung der Schubtragfähigkeit von mit Klebbewehrung verstärkten Stahlbetonbalken. TU Braunschweig, 18. 12. 1996
2. **Grünwaldt, F.:** Bemessung und konstruktive Durchbildung von Verbundmitteln bei laschenverstärkten Stahlbetonbalken im Vergleich zur Balkenverstärkung mit Spritzbeton. TU Braunschweig, 10. 06. 1997

3. **Holst, A.:** Verstärkung von Biegeträgern aus Holz mit Lamellen aus kohlenstoffaserverstärktem Kunststoff. TU Braunschweig, 17. 12. 1997
4. **Husmann, H.:** Brandschutz bei externer Klebebewehrung - Anforderungen und Ausführung -. TU Braunschweig, 19. 03. 1998
5. **Stachelroth, G.:** Bemessungskonzept für die Verstärkung von Stahlbetonstützen mit Spritzbeton und CF-Gelegen. TU Braunschweig, 01. 04. 1999
6. **Heller, G.:** Ertüchtigung von Mauerwerk mit geklebten Faserverbundwerkstoffen. TU Braunschweig, 16. 08. 1999
7. **Nolte, T.:** Erstellung eines Bemessungsprogrammes für die Biegezugverstärkung von Stahlbetonbauteilen mittels CFK-Lamellen. TU Braunschweig, 22. 12. 1999
8. **Steffens, H.:** Verstärkung von Stahlträgern mit geklebten Stahllaschen und Lamellen aus kohlenstoffaserverstärkten Kunststoffen. TU Braunschweig, 13. 03. 2000
9. **Lampe, J.:** Verschiebungen von Schubrißufern bei mit CFK-Lamellen verstärkten Stahlbetonbauteilen. TU Braunschweig, 20. 06. 2000

Studienarbeiten:

1. **Husmann, H.:** Möglichkeiten der zerstörungsfreien Prüfung von tragenden Verklebungen im Bauwesen. TU Braunschweig, 1998
2. **Schmidt, F.:** Thema: Wirtschaftlichkeitsvergleich unterschiedlicher Techniken des Verstärkens von Betonbauteilen. TU Braunschweig, 1998
3. **David, O.:** Kriterien für den Zwischenfaserbruch bei Verstärkungslamellen aus kohlenstoffaserverstärktem Kunststoff. TU Braunschweig, 2000
4. **Willich, M.:** Verankerung vorgespannter Verstärkungslamellen aus CFK. TU Braunschweig, 2000

Weitere Arbeiten:

1. **Pantuso, A., Neubauer, U., Rostásy, F.S.:** Effects of thermal mismatch between FRP and plate on bond. Bericht für europäisches Forschungsnetzwerk TMR „CONFIBRECRETE“, Task Group 5: Externally Bonded Reinforcement, Juni 1999

13 LITERATUR

- [1] **Ranisch, E.- H.:** Zur Tragfähigkeit von Verklebungen zwischen Baustahl und Beton - Geklebte Bewehrung. Dissertation, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, TU Braunschweig, Heft 54, 1982.
- [2] **Holzenkämpfer, P.:** Ingenieurmodelle des Verbunds geklebter Bewehrung für Betonbauteile. Dissertation, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, TU Braunschweig, 1993.
- [3] **Noakowski, P.:** Nachweisverfahren für Verankerung, Verformung, Zwangsbeanspruchung und Rißbreite - Kontinuierliche Theorie der Mitwirkung des Betons auf Zug - Rechenhilfen für die Praxis. Deutscher Ausschuß für Stahlbeton, Berlin, Heftz 394, 1988
- [4] **COMITE EURO-INTERNATIONAL DU BETON:** CEB-FIP Model Code 1990. Bulletin d'information N° 213/214
- [5] **Volkersen, O.:** Die Nietkraftverteilung in zugbeanspruchten Nietverbindungen mit konstanten Laschenquerschnitten. Luftfahrtforschung, 15, 1938, S. 41-47
- [6] **Braig, W.:** Festigkeit von Metalklebers und Metalklebverbindungen. Dissertation, TH Stuttgart, 1964
- [7] **Althof, W.:** Neue Möglichkeiten zur Berechnung der Belastbarkeit von Klebverbindungen. Vortrag zum Lehrgang „Klebstoffe, Klebverfahren und Konstruktionshinweise für das Verbinden von Werkstoffen“, Technische Akademie Esslingen, November 1978
- [8] **Ottosen, N. S., Olsson, K.-G.:** Hardening/Softening Plastic Analysis of Adhesive Joints. Journal of Engineering Mechanics, Vol. 114, 1988, No. 1, pp 97-116
- [9] **Volkersen, O.:** Recherches sur la théorie des assemblages colles. Construction métallique, No. 4, 1964, pp 3-13
- [10] **Goland, M., Reissner, E.:** The stresses in cemented joints. Journal of Applied Mechanics, Vol. 13, 1991, pp 44-48
- [11] **Allmann, D. J.:** A theory for elastic stresses in adhesive bonded lap joints. Quart. Journ. Mechanics and applied Mathematics, Vol. 30, 1977, pp 415-436
- [12] **Bresson, J.:** Nouvelles recherches et applications concernant l'utilisation des collages dans les structures. Béton plaque. Annales de l'ITBTP, 1971, No. 278, pp 22-55
- [13] **Kaiser, H.:** Bewehren von Stahlbeton mit kohlenstoffaserverstärkten Epoxidharzen. Dissertation Nr. 8918, ETH Zürich, 1998

- [14] **Wicke, M., Pichler, D.:** Geklebte Bewehrung - Endverankerung mit und ohne Anpreßdruck - Bemessungskonzept. HILTI - Konzern - Forschung, 1991
- [15] **Täljsten, B.:** Plate Bonding, Strengthening of existing concrete structures with epoxy bonded plates of steel or fibre reinforced plastics. Dissertation, Luleå University of Technology, Luleå, 1994
- [16] **Yin, J., Wu, Z.:** Interface crack propagation in fiber reinforced polyme-strengthened concrete using nonlinear fracture mechanicanics. Fourth International Symposium on Fiber Reinforced Polymer Reinforcement for ConcreteStructures, ACI, Baltimore 1999, pp 1035-1047
- [17] **Deuring, M.:** Verstärken von Stahlbeton mit gespannten Faserverbundwerkstoffen. Dissertation, EMPA-Bericht Nr. 224, Dübendorf 1993
- [18] **Rostásy, F.S., Holzenkämpfer, P., Hankers, Ch.:** Geklebte Bewehrung für die Verstärkung von Betonbauteilen. Beton-Kalender 1996, Verlag Ernst & Sohn, Berlin 1996
- [19] **Buyukotzturk, O., Hearing, B.:** Failure Behavior of Precracked Concrete Beams retrofitted with FRP. Journal of Composites for Construction, August 1998
- [20] **Buyukotzturk, O., Leung, B., Hearing, B., Gunez O.:** Delamination criterion for concrete beams retrofitted with FRP-Laminates. Fracture Mechanics of Concrete Structures, Proceedings of FRAMCOS-3, AEDEFICATIO, Freiburg, 1998
- [21] **Korjakin, A., Rikards, R., Buchholz, F.-G., Richard, H. A., Bledzki, A., Wang, H:** Investigations of Interlaminar Fracture Toughness of Laminated Polymeric Composites, Mechanics of Composite Materials, Vol. 34, No. 3, 1998
- [22] **Rikards, R.:** Mixed mode I/II CTS experiments and developement of fracture criterion for CFRP-Laminate, Co-operation project. Report, Institute of Computer Analysis of Structures, Faculty of Civil Engineering, Riga Technical University, December 1998
- [23] **Irwin, G. R.:** Analysis of stresses and strains near the end of a crack traversing a plate. Journal of Applied Mechanics, ASME, 24, pp. 361-364
- [24] **Reineck, K.-H., Hardjasaputra, H.:** Zum Dehnungszustand bei der Querkraftbemessung profilierter Stahlbeton- und Spanbetonträger. Bauingenieur 65 (1990), 73-82
- [25] **Neubauer, U.; Rostásy, F.S.:** Bond Behaviour of CFRP-Laminates for the Strengthening of Concrete Members. Composite Construction - Conventional and Innovative, Conference Report, Innsbruck, September 1997, pp 717-722
- [26] **Neubauer, U.; Rostásy, F.S.:** Design Aspects of Concrete Structures Strengthened with Externally Bonded CFRP-Plates, Proceedings of the 7th International Conference on Structural Faults and Repair, Edinburgh, 1997

- [27] **Rostásy, F.S., Neubauer, U.:** Grundlagen zur Verstärkung von Plattenbauten mit CFK-Lamellen. Abschlußbericht zum Forschungsvorhaben IV 1-5-837/97, gefördert vom Deutschen Institut für Bautechnik, TU Braunschweig, 1999
- [28] **Neubauer, U.:** Verbundtragverhalten geklebter Lamellen aus Kohlenstoffaser-Verbundwerkstoff. Dissertation, TU Braunschweig, eingereicht am 14. 06. 2000
- [29] **Wang, C.-Y., Ling, F.-S.:** Prediction model for Debonding failure of crack/ed rc-beams with externally bonded FRP-sheets. Proc. of the Second Intl. Conf. on Composites in Infrastructure ICCI'98, Tucson, 1998